

**Mitteilungen des Instituts für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen der  
Technischen Universität Darmstadt**

Herausgegeben von

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ulvi Arslan

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jens Schneider

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jan Wörner



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
DARMSTADT

## **Numerische Studien zum bodenmechanischen Verhalten und zur Entwurfsoptimierung von Verdichtungsinjektionen**

Dipl.-Ing. Antonios Anthogalidis

**Anthogalidis, Antonios:**

Numerische Studien zum bodenmechanischen Verhalten und zur Entwurfsoptimierung  
von Verdichtungsinjektionen

Heft 41 – Mitteilungen des Instituts für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen der  
Technischen Universität Darmstadt, 2014  
ISSN 1433 - 7789

**Eigenverlag:**

Technische Universität Darmstadt  
Institut für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen  
Petersenstraße 12  
64287 Darmstadt  
Tel.: +49(0)6151/16-2537  
E-Mail: arslan@iwmb.tu-darmstadt.de

# Numerische Studien zum bodenmechanischen Verhalten und zur Entwurfsoptimierung von Verdichtungsinjektionen

Dipl.-Ing. Antonios Anthogalidis

Fachbereich Bau- und Umweltingenieurwissenschaften  
Institut für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ulvi Arslan



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
DARMSTADT

Vom Fachbereich Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der  
Technischen Universität Darmstadt genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Antonios Anthogalidis  
aus Darmstadt

Referent:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ulvi Arslan

Korreferenten:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Oliver Reul

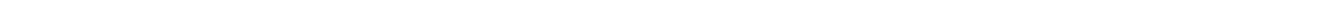
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jens Schneider

Eingereicht am:

25.06.2013

Prüfung am:

08.10.2013





In der vorliegenden Arbeit werden numerische Studien zum mechanischen Verhalten und zur Entwurfsoptimierung von Verdichtungsinjektionen durchgeführt. Für die numerischen Berechnungen wird die Methode der Finiten Elemente (FEM) angewendet. Die extrem großen Verzerrungen eines Verdrängungsvorganges können mit Hilfe eines kontinuumsmechanischen Ansatzes auf Grundlage der Eulerschen Betrachtungsweise berücksichtigt werden. Dazu wird die *Updated with Rotation Euler Formulation* von [FEAT, 2011] verwendet, die durch einen Vergleich mit der geschlossenen analytischen Lösung einer Hohlraumauflösung im isotropen Vollraum nach [Vesic, 1972] verifiziert wird. Der Boden wird mit dem hypoplastischen Ansatz nach [Kolymbas, 1988] erweitert durch [v. Wolffersdorff, 1996] stofflich modelliert. Durch Nachrechnung des Injektionslaborversuches von [El-Kelesh et al., 2009] wird die Eignung des Stoffgesetzes für Verdichtungsinjektionsvorgänge belegt und eine Sensitivitätsanalyse mit den hypoplastischen Parametern durchgeführt. Bei der Entwicklung des FE-Berechnungsmodells wird ein deutlicher Einfluss auf die vertikalen Verschiebungen an der Geländeoberkante (GOK) durch die globale Netzdiskretisierung und die Diskretisierung des Herstellungsvorganges festgestellt. Die vertikalen und horizontalen Herstellreihenfolgen haben außerdem einen Einfluss auf die Porenzahl bzw. die Verdichtungswirkung. Aufgrund dieser Erkenntnisse wird ein rotationssymmetrisches 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung entwickelt, mit welchem die vergleichsweise langen Berechnungsdauern der 3D-Modelle umgangen werden. Bei diesem Modell werden alle Säulen innerhalb einer ermittelten Mindestmodellweite in einer Berechnungsprozedur simuliert. Mit dem entwickelten Modell wird ein repräsentativer Berechnungsausschnitt zur Rückrechnung der Messwerte des Verdichtungsinjektionsfeldes des IKEA Logistikzentrums Dortmund modelliert. Verdichtung, Setzungsreduktion und Injektionsdrücke werden hinreichend genau nachgerechnet. In einer Parameterstudie wird der signifikante Einfluss der Anfangsbedingungen auf die Verdichtungswirkung eines Säulengitters herausgearbeitet. Optimierungspotenziale bieten die Rastergeometrie und die Vorverdichtung der Überdeckung. Die Ergebnisse aus den numerischen Studien werden zusammen mit gesammelten Erkenntnissen aus dem Literaturstudium zu Hinweisen und Empfehlungen für die Planung, Ausführung und Qualitätskontrolle von Verdichtungsinjektionen zusammengefasst.

In this research the mechanical behaviour and the design optimisation of compaction grouting is investigated by conducting numerical studies. The finite element method (FEM) is used for the numerical simulation. The extreme large distortion due to the expansion of the grout volume can be controlled using a continuum mechanical approach which is based on the Eulerian description of the continuum. To this end, the *Updated with Rotation Euler Formulation* by [FEAT, 2011] is used. The formulation is verified by a comparison with the closed form solution by [Vesic, 1972] based on the cavity expansion theory. The stress-strain dependency of the soil is modelled with the hypoplastic model by [Kolymbas, 1988], extended by [v. Wolffersdorff, 1996]. The suitability of the material law is shown by the back-analysis of the compaction grouting laboratory tests of [El-Kelesh et al., 2009]. Additionally, a sensitivity analysis of hypoplastic material parameters is carried out. By developing the finite element model significant influence on the vertical displacements of the ground surface by the global mesh discretisation and the discretisation of the volume expansion is stated. The vertical and horizontal grouting sequence also has influence on the void ratio and thus on the compaction. Due to these results an axisymmetric 2D model with horizontally sequential column expansion is developed. This way time consuming 3D calculations can be avoided. Using this model the expansions of all columns inside the determined minimal model width are simulated in one calculation procedure. With the developed model a representative area of compaction grouting for a back-analysis of the measured data of the IKEA distribution centre Dortmund is modelled. Compaction, settlement reduction and injection pressures are calculated with sufficient accuracy. Significant influence of initial soil conditions on the compaction by grout columns is determined. Possible optimisation potential lies in the geometry of the grid pattern and the pre-compaction of the overlying strata. The results of the numerical study and the researched state of the art are summarised in recommendations for the design, construction and quality control of compaction grouting.

---

## Inhaltsverzeichnis

---

Kurzfassung / Abstract	iii
1. Einleitung und Ziel der Arbeit	1
2. Erfahrungen mit Verdichtungsinjektionen	2
2.1. Einordnung der Verdichtungsinjektion in die Baugrundverbesserungsverfahren	2
2.2. Praxis der Verdichtungsinjektionen	5
2.2.1. Projektbeispiele und Anwendungskategorien	5
2.2.2. Geräte und Injektionsmittel	12
2.2.3. Planung	17
2.2.4. Ausführung	21
2.2.5. Qualitätskontrolle	23
2.3. Beispiele für in-situ Versuchsfelder	25
2.3.1. Versuchsfelder in der Baupraxis	25
2.3.2. Forschungsversuchsfelder	27
2.4. Durchgeführte Verdichtungsinjektions-Laborversuche	32
2.4.1. Überblick	32
2.4.2. Laborversuche mit Sand	33
2.4.3. Laborversuche mit Ton	36
3. Zur Mechanik der Verdichtungsinjektionen	41
3.1. Injektionsvorgang	41
3.2. Verdichtung nichtbindiger Böden	46
3.3. Konsolidation bindiger Böden	47
3.4. Hebungsvorgang	49
3.5. Modellierungsansätze	51
3.5.1. Analytische Modellierungsansätze	51
3.5.2. Numerische Modellierungsansätze	60
4. Berechnungsmodell für Verdichtungsinjektionen in nichtbindigen Böden	66
4.1. Kontinuumsmechanische Grundlagen	66
4.1.1. Verzerrungen	66
4.1.2. Spannungen	70
4.1.3. Verwendete kontinuumsmechanische Ansätze	71
4.2. Konstitutive Stoffmodellierung des Bodens	73
4.2.1. Anforderungen an ein Stoffgesetz	73
4.2.2. Stoffgesetz nach Mohr-Coulomb	75
4.2.3. Hypoplastizität	76

5.	Voruntersuchungen und Modellverifizierung	83
5.1.	Vergleich analytische mit numerischen Berechnungen	83
5.2.	Backanalysis eines Modellversuches	84
5.2.1.	Modellversuch	84
5.2.2.	Finite Elemente Berechnung	86
5.2.3.	Vergleich der Ergebnisse und Sensitivitätsanalyse	88
5.3.	Einfluss der globalen Netzdiskretisierung	94
5.4.	Einfluss der Modellgeometrie und der Herstellungssequenz	97
6.	Nachrechnung der Verdichtungsinjektionen für das IKEA Logistikzentrum Dortmund	104
6.1.	Projektbeschreibung	104
6.2.	Versuchsfeld für Verdichtungsinjektionen	106
6.3.	Sanierungsmaßnahme und Messprogramm	109
6.4.	Bestimmung der Modellparameter	114
6.4.1.	Randbedingungen	114
6.4.2.	Stoffparameter	115
6.5.	Finite Elemente Berechnung	122
7.	Numerische Parameterstudie zur Verdichtungswirkung	126
7.1.	Modellbeschreibung und Untersuchungsprogramm	126
7.2.	Einflussradius einer Verdichtungsinjektionssäule	127
7.3.	Verdichtungswirkung in Abhängigkeit des Anfangszustandes	132
7.4.	Einflussmöglichkeiten zur Verdichtungsoptimierung	137
8.	Empfehlungen und Hinweise für Verdichtungsinjektionsmaßnahmen	141
8.1.	Empfehlungen und Hinweise infolge der Untersuchungsergebnisse	141
8.2.	Weitere Empfehlungen und Hinweise	144
9.	Zusammenfassung und Ausblick	150
10.	Anhang	I
	Abbildungsverzeichnis	II
	Tabellenverzeichnis	V
	Abkürzungsverzeichnis	VI
	Formelzeichenverzeichnis	VIII
	Literaturverzeichnis	XI
	Lebenslauf	XXIV



---

## 1. Einleitung und Ziel der Arbeit

---

Für die Errichtung von Bauwerken ist ein genügend tragfähiger Baugrund erforderlich. Stehen im Bereich der geplanten Gründungssohle gering tragfähige Böden an, können die Lasten in den tieferliegenden, tragfähigen Untergrund, z. B. durch eine Pfahlgründung abgeleitet werden. Alternativ ist die Ausführung einer Baugrundverbesserung im Bereich der gering tragfähigen Böden häufig eine wirtschaftlichere Lösungsvariante.

Infolge der Weiterentwicklung der Baugeräte gibt es eine große Auswahl an Baugrundverbesserungsverfahren. Die Wahl des geeigneten Verfahrens ist dabei überwiegend von dem zu verbessernden Boden abhängig. Darüber hinaus spielen weitere Randbedingungen eine wesentliche Rolle. In urbanen Lebensräumen werden z. B. erschütterungsarme Verfahren bevorzugt. Bei der Sanierung oder Sicherung bestehender Bauwerke können viele Verfahren zur Baugrundverbesserung nicht eingesetzt werden, da es ausschließlich vertikale Einbringverfahren sind. Gerade diese zwei Auswahlkriterien sind häufig entscheidend für die Wahl einer Baugrundverbesserung mittels Baugrundinjektion.

Ein bisher in Deutschland wenig beachtetes Baugrundinjektionsverfahren sind die Verdichtungsinjektionen, die in den 1950er Jahren in den USA entwickelt und etabliert wurden. Der Weiterentwicklung in der Ausführungspraxis und der Verbreitung des Verfahrens über die Grenzen der USA hinaus steht bis heute eine auf empirischen Daten beruhende Planung bei Verdichtungsinjektionsvorhaben gegenüber. Die Prognostizierung von Spannungs- oder Verdichtungsverteilungen im Boden oder sogar Konzepte zur Entwurfsoptimierung, wie sie z. B. für Kombinierte Pfahl-Plattengründungen existieren [Reul, 2010], sind in den gängigen Planungsprozessen nicht integriert. Verfahrensparameter wie Injektionsdruck, -menge und -raster werden i. W. auf der Grundlage vorangegangener Projekterfahrungen, bei vergleichbaren Bodenverhältnissen festgelegt. Hinzu kommt, dass einerseits an Stoffgesetzen zur Beschreibung von Verdichtungsvorgängen geforscht wird, andererseits diese aber in der Planungspraxis von Verdichtungsinjektionen bisher keine Anwendung finden.

Um neben den empirischen Erkenntnissen und ersten vorwiegend analytischen Berechnungsansätzen weitere Fortschritte bei der Planung von Verdichtungsinjektionen zu erzielen, ist die Weiterentwicklung der numerischen Methoden zur Beschreibung von Verdrängungsvorgängen ein wichtiger Beitrag. Hier stellen die extremen Verzerrungen durch einen anfangs punktuell kleinen Körper, der sich zu einem Injektionskörper von mehreren Dezimetern aufweitet, eine große Herausforderung für die Berechnungssoftware und EDV-Hardware dar. Die in der Geotechnik übliche Beschreibung des Bodenkontinuums mit der Theorie kleiner Verformungen und Finite Elemente Netzen (FE-Netze), deren Knoten der Materialbewegung folgen, stoßen schnell an Ihre Grenzen. Es gibt jedoch kontinuumsmechanische Methoden, die für die Berechnung extremer Verzerrungen geeignet sind [Benson, 1992]. Diese wurden ursprünglich zur Beschreibung von Transporvorgängen in granularen Medien gekoppelt mit Spannungs-Deformations-Betrachtungen entwickelt, wozu im weiteren Sinne auch ein Baugrundverdrängungsvorgang gezählt werden kann.

Das Ziel dieser Arbeit ist es, die komplexen bodenmechanischen Vorgänge im durch die Verdichtungsinjektionen verbesserten Untergrund (*verbesserter Zustand*) so zu klären, dass sie unter Berücksichtigung dieser Anforderungen mit einem geeigneten kontinuumsmechanischen Ansatz sowie mit einem für das komplexe Spannungs-Deformations-Verhalten des verdichteten Bodens geeigneten Stoffgesetz mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente der Berechnung in der Entwurfspraxis zugänglich gemacht werden, um Empfehlungen und Hinweise sowie ein Konzept zur Entwurfsoptimierung für Verdichtungsinjektionsfelder zu erarbeiten.

---

## 2. Erfahrungen mit Verdichtungsinjektionen

---

### 2.1. Einordnung der Verdichtungsinjektion in die Baugrundverbesserungsverfahren

Unter *Baugrundinjektionen* wird „das Einpressen eines Injektionsmittels zum Zwecke der Abdichtung oder Verfestigung in Hohlräume, Klüfte und Poren des Untergrundes verstanden“ [Kutzner, 1991]. Weiterführend ist in [DIN(EN)12715, 2000], der Ausführung von besonderen geotechnischen Arbeiten (Spezialtiefbau) – Injektionen, die *Baugrundinjektion* oder auch *geotechnische Injektion* folgendermaßen deklariert:

„Die Injektion mit geotechnischer Zielsetzung (geotechnische Injektion) ist ein Vorgang, bei dem die Einbringung eines pumpbaren Materials in den Boden indirekt kontrolliert wird, indem die rheologischen Kennwerte des Materials entsprechend angepasst und die Einbringungsparameter (Druck, Volumen und Durchflussrate) gesteuert werden. Folgende Prinzipien und Verfahren der geotechnischen Injektionen werden in dieser Norm behandelt:

- Injektionen mit Baugrundverdrängung (Verdichtungsinjektion, hydraulische Aufbrechinjektion);
  - Injektion ohne Baugrundverdrängung (Poreninjektion, Kluftinjektion, Hohlraumverfüllung).“
- [DIN(EN)12715, 2000]

Eine übergeordnete Unterteilung der Baugrundinjektionen erfolgt demnach in Verfahren mit und in Verfahren ohne Baugrundverdrängung. Bei den Verfahren mit Baugrundverdrängung gibt es die Verdichtungsinjektion, die auch gelegentlich als *Kompaktionsinjektion* bezeichnet wird und die hydraulische Aufbrechinjektion, die sich den Effekt der hydraulischen Rissbildung zu Nutze macht. In dieser Arbeit werden die Begriffe *Verdichtungsinjektion* und für die hydraulische Aufbrechinjektion lediglich der Ausdruck *Aufbrechinjektion* verwendet. Bei den Verfahren ohne Baugrundverdrängung kann als weiteres Verfahren im Lockergestein noch das Düsenstrahlverfahren bzw. die Hochdruckinjektion (HDI) ergänzt werden, eine Form der Bodenvermörtelung, bei der der im Bereich des Bohrloches anstehende Boden mit Hilfe eines Schneidstrahls erodiert wird. Einen Überblick über häufig angewendete Baugrundverbesserungsverfahren und speziell über die Baugrundinjektionen im Lockergestein bietet Abbildung 1. Diese Unterteilung ist bei der Vielfalt an Verfahren nur eine Orientierungshilfe. Vereinzelt gibt es Verfahren, welche eine Baugrundverbesserung durch eine Kombination von mehreren Effekten erreichen, z. B. eine dynamische Verdichtung mit einer Bodenverfestigung. Baugrundinjektionen können sowohl eine verdichtende als auch eine bodenverfestigende Wirkung, z. B. durch chemische Injektionsmittel, haben.

Die Verdichtungsinjektion gehört neben der Aufbrechinjektion zu einem der beiden Baugrundinjektionsverfahren, welches in erster Linie durch Baugrundverdrängung eine Verdichtung und damit Verbesserung der Tragfähigkeit zur Folge hat (s. Abbildung 1). Daher werden die Verdichtungsinjektion und Aufbrechinjektion zusammen als Verdrängungsinjektionen bezeichnet [DIN(EN)12715, 2000]. Darüber hinaus gibt es Anwendungsbeispiele [Reul, Ripper, 2005], [Ripper, Reul, 2004], bei denen die Verdichtungsinjektion zur Verfüllung von Hohlräumen eingesetzt wurde (s. auch Kapitel 2.2). Je nach Ausbildung des Hohlraumes kann dies ohne eine Verdrängung von Boden stattfinden, was aber trotzdem den Terminus Verdichtungsinjektion rechtfertigt.

Anders als bei Verdrängungsinjektionsverfahren werden die Injektionsverfahren ohne Baugrundverdrängung überwiegend zur Bodenverfestigung und Abdichtung angewendet. Je nach Injektionsmittel können fein-, mittel- oder grobkörnige Böden behandelt werden. Verdichtungs- und Aufbrechinjektionen hingegen verdrängen und verdichten den Boden, ausgenommen wassergesättigte, bindige Böden, die nicht maßgeblich verdichtet werden können. Hier dient die Anwendung von Verdrängungsinjektionsverfahren zur Vorwegnahme von Konsolidierungssetzungen.

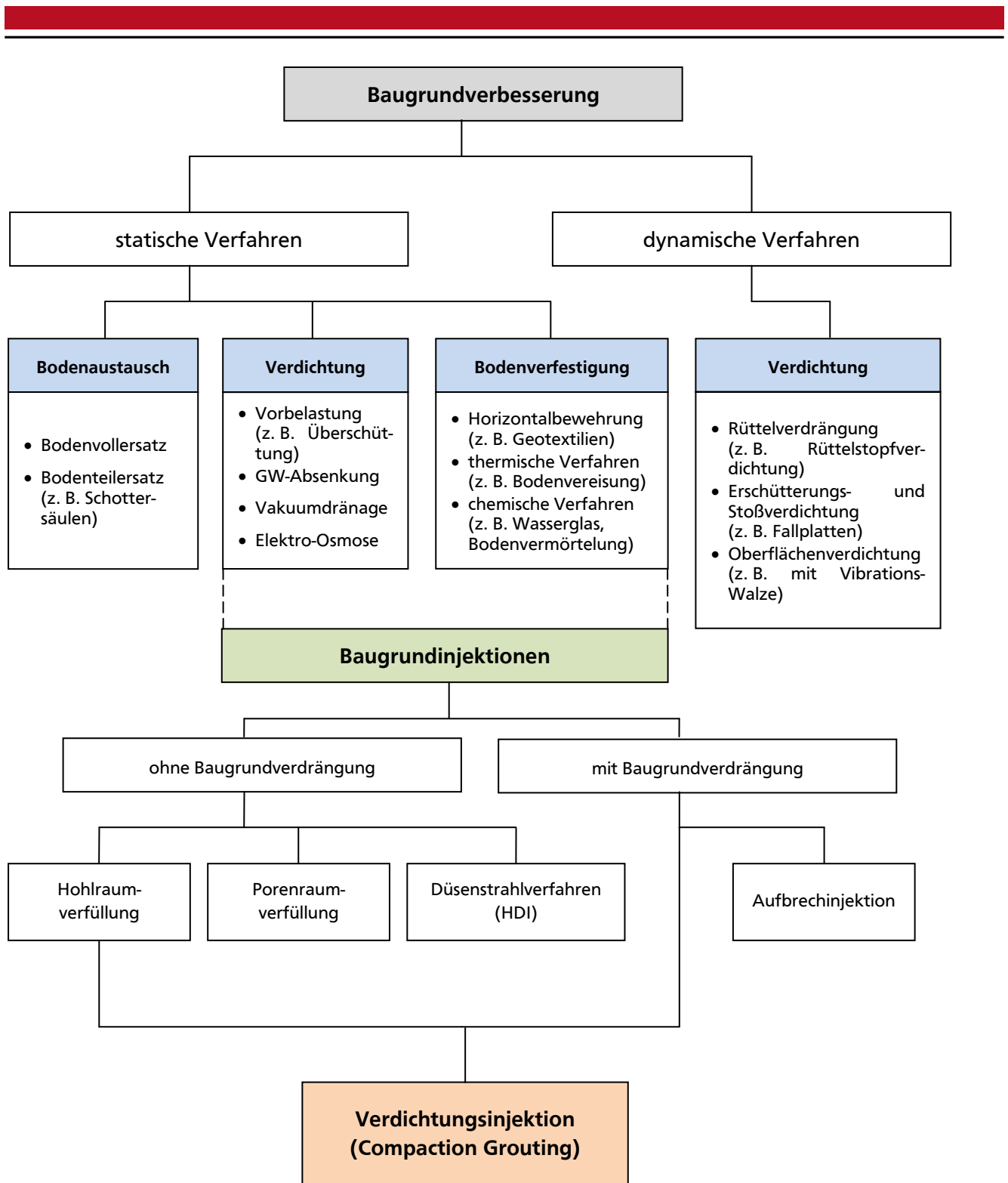


Abbildung 1: Einordnung Verdichtungsinjektion in die Baugrundverbesserung

Die Anwendungsgrenzen der Injektionsverfahren nach [Keller-Grundbau-GmbH] in Abhängigkeit der Korngrößen (Abbildung 2) reichen gerade für Verdrängungsverfahren (Soilfrac – Aufbrecheinjektionsverfahren der Fa. Keller) bis in den feinkörnigen Bereich. Bei den Verfahren ohne Baugrundverdrängung ist nur Soilcrete (Düsenstrahlverfahren) für feinkörnige Böden geeignet, was häufig ein Grund dafür ist, die Düsenstrahl- oder HDI-Technik den anderen Injektionsverfahren ohne Baugrundverdrängung vorzuziehen.



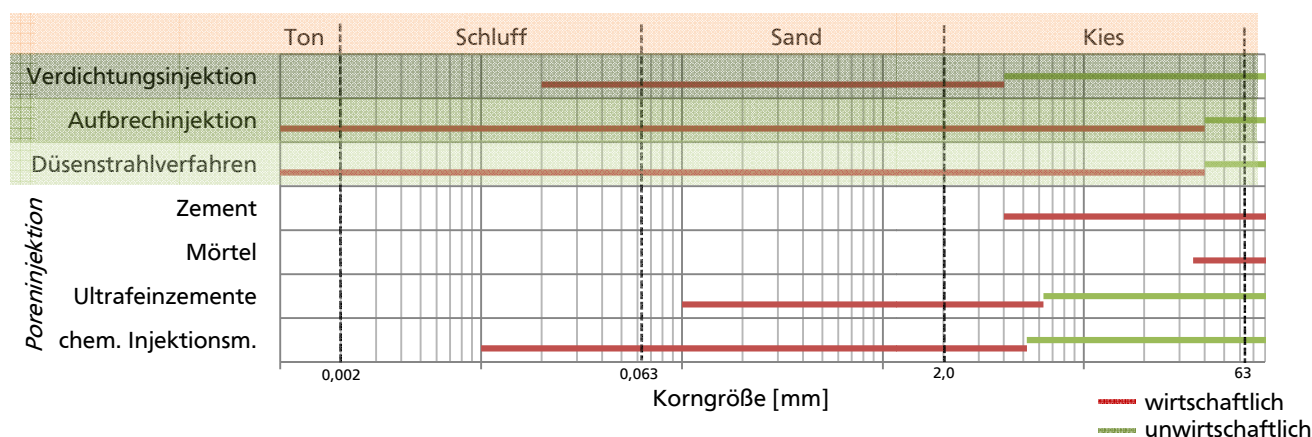


Abbildung 2: Anwendungsgrenzen von Injektionsverfahren [Keller-Grundbau-GmbH]

Der wesentliche Unterschied zwischen Aufbrech- und Verdichtungsinjektionen liegt in der Viskosität des Injektionsmittels. Während bei Aufbrechinjektionen die Zähigkeit eher gering ist, haben Injektionsmittel für Verdichtungsinjektionen eine große innere Reibung. Dadurch entstehen bei Aufbrechinjektionen skelettartige Verästelungen bzw. Risspalte und bei Verdichtungsinjektionen kompakte kugel- oder zylinderförmige Körper. Bei einer Aufbrechinjektion ist somit der Druck an der Spitze der Injektionslanze nahezu gleich groß wie der Druck an der Spitze des entstehenden Risspaltes. Dem gegenüber kommt es bei einer Verdichtungsinjektion durch die innere Reibung des Injektionsmittels zwischen der Spitze der Injektionslanze und der Grenze zwischen Injektionsgut und Boden zu einem Druckverlust im Injektionskörper (s. Abbildung 3).

Die Grenzen zwischen beiden Verfahren sind fließend, d. h. ein Injektionskörper kann sich bei seiner Ausdehnung an der Grenze zu einem Aufbrechmechanismus mit beginnender Spaltbildung befinden. Solche Beobachtungen wurden bei Versuchsanordnungen in [Bezuijen et al., 2007] festgestellt. Bodenmechanisch betrachtet grenzt folglich die Aufbrechinjektion unmittelbar an die Verdichtungsinjektion. Daher ist das Verständnis der bodenmechanischen Vorgänge bei Aufbrechinjektionen für eine vollständige Betrachtung des Verdichtungsinjektionsvorganges unverzichtbar.

In [DIN(EN)12715, 2000], wird die *Verdichtungsinjektion* (engl.: compaction grouting) als ein „Injektionsverfahren mit Verdrängung des Baugrundes zu dem Zweck, Mörtel mit hoher innerer Reibung in den Boden zu pressen, um den Boden zu verdichten ohne ihn aufzubrechen“, definiert. Der unter hohem Druck, mit konstanter Injektionsrate eingebrachte Mörtel verdrängt den anstehenden Boden und verdichtet ihn dabei. Die genügend hohe innere Reibung des Injektionsmittels gewährleistet, dass ein kompakter Injektionskörper im Boden verbleibt. Auch im Kontaktbereich kommt es zu keiner Vermischung des Injektionskörpers und des Bodens. Der Injektionskörper wird nur bei speziellen Anwendungen als tragendes Strukturelement, d. h. wie ein Gründungspfahl angesetzt (engl.: compaction piles). Untersuchungen hierzu wurden z. B. in [Iagolnitzer, 2000] durchgeführt. Bei der ursprünglichen Anwendungsform von Verdichtungsinjektionen wird jedoch von einer reinen Baugrundverbesserung ausgegangen, d. h. dem Injektionskörper bzw. der Mörtelsäule werden keine gesonderten Tragfähigkeitseigenschaften zugeordnet.

Die erste Durchführung von Verdichtungsinjektionen fand in den 1950er Jahren in den USA statt. Der englische Ausdruck für Verdichtungsinjektion – compaction grouting – wurde erstmals in [Graf, 1969] verwendet. Hauptanwendungsgebiet bis 1980 war das Verfüllen von Hohlräumen und die Sanierung von Setzungsdifferenzen bzw. Schiefstellungen bestehender Bauwerke [Rubright, Bandimere, 2004]. Eingeschränkt war diese damals innovative Technik durch die begrenzte Leistungsfähigkeit und Genauigkeit verfügbarer Gerätschaften. Vor allem war es schwierig, den Injektionsdruck zu kontrollieren und es fehlte an Praxiserfahrungen. Optimale Herstellungsparameter wie Injektionsdruck und -rate sowie das geeignete Injektionsmaterial mussten noch gefunden werden [Al-Alusi, 1997].



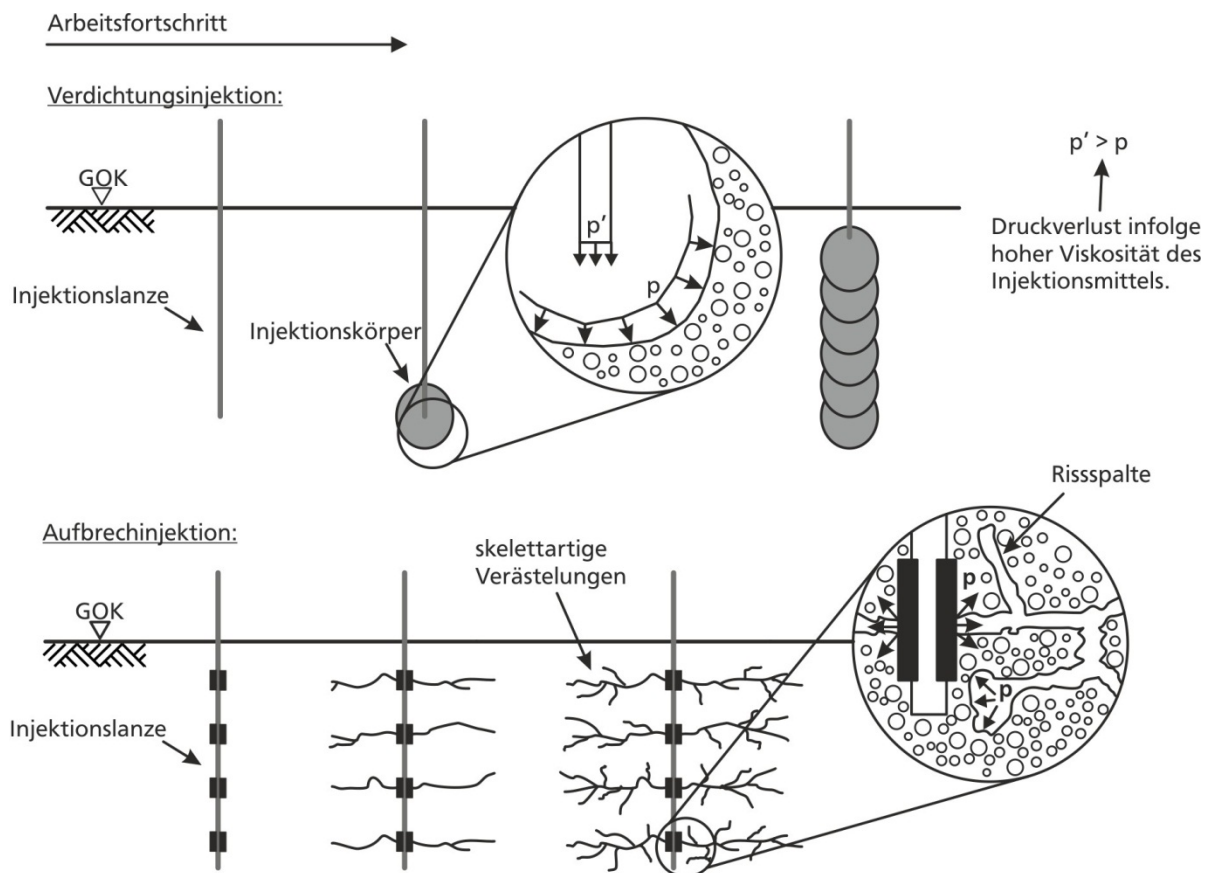


Abbildung 3: Prinzipskizze Verdichtungsinjektion (oben) und Aufbrechinjektion (unten)

Erst die weitere Entwicklung der Injektionsgeräte ermöglichte eine breite Anwendung in unterschiedlichen geotechnischen Aufgabengebieten. So können Verdichtungsinjektionen heute oberflächennah zur kontrollierten Hebung von Fundamenten (z. B. bei Untertunnelung eines Gebäudes), zur Verdichtung tiefer liegender gering tragfähiger Schichten (z. B. Auslaugungszonen in Karstgebieten), zur Setzungsrücknahme bei bestehenden Bauwerken, zur Verbesserung der Tragfähigkeit des Bodens bei Neubaumaßnahmen, zur Reduzierung des Verflüssigungsrisikos von locker gelagerten Sanden oder auch zur Vorwegnahme von Konsolidierungssetzungen bei gering wasserdurchlässigen, bindigen Böden (Konsolidierungsinjektion) angewendet werden. Bei lokalen Sanierungsmaßnahmen mit flachen Kellerräumen als Arbeitsbereich bis hin zu flächigen Großbaustellen können Verdichtungsinjektionen angewendet werden. Verdichtungsinjektionen sind teure Maßnahmen aber im Vergleich mit konkurrierenden Verfahren häufig günstiger, weil sie durch Ihre flexible Ausführung erfahrungsgemäß das am wenigsten Zeit in Anspruch nehmende Verfahren sind [Gebhart, 1977]. Bei sehr tiefreichenden zu verbessernden Bodenschichten können sehr hohe Kosten entstehen, die nach [Brown, Warner, 1973] den Wert einer geringen Bausubstanz ab ca. 6 m bis 9 m Injektionstiefe schnell überschreiten.

## 2.2. Praxis der Verdichtungsinjektionen

### 2.2.1. Projektbeispiele und Anwendungskategorien

Verdichtungsinjektionen wurden ursprünglich als Sanierungsmaßnahme zur kontrollierten Hebung von Bauwerken mit unverträglichen Setzungen angewendet. Durch die Weiterentwicklung des Verfahrens v. a. in der Pumptechnik wurde die Bandbreite der Anwendungen vervielfältigt. Die Eingliederung in die Baugrundverbesserungsverfahren in Kapitel 2.1 deutet an, dass es sich um ein sehr vielseitiges Bauverfahren handelt. Dementsprechend universell sind die Anwendungs-

möglichkeiten. Am häufigsten wird das Verfahren zur Verdichtung von locker gelagerten, nichtbindigen aufgefüllten oder gewachsenen Böden angewendet [ASCE, 2010]. In [Byle, 2000] werden unterschiedliche Anwendungen unter dem Begriff Low Mobility Displacement Grouting (LMD) zusammengefasst. LMD umfasst neben der namensgebenden Anwendung von Verdichtungsinjektionen alle weiteren Anwendungen, bei denen ein steifes Injektionsmittel in den Untergrund gepresst wird; so z. B. auch die Verwendung von Verdichtungsinjektionssäulen als tragendes Strukturelement, wie in [Berry, Grice, 1989] oder auch [Benedict et al., 2001]. Bei [Brill, Darnell, 1992] werden die Injektionssäulen als konstruktive Elemente zur Unterfangung von hochbelasteten Stützen sowie als bauzeitliche Elemente zur Sicherung einer Baugrube eingesetzt. Diese Anwendungen werden bei der vorliegenden Studie allerdings nicht weiter verfolgt.

Grundsätzlich können mit Verdichtungsinjektionen zwei Wirkungen erzielt werden; der Boden wird verdichtet und/oder die Geländeoberkante (GOK) oder eine Bauwerksunterkante wird angehoben. Diese beiden Wirkungen können je Anwendungsfall einzeln aber auch zusammen gewünscht sein. Die Zielsetzung ist von den Baugrundverhältnissen und den zu erwartenden Einwirkungen auf das Bauwerk abhängig. Somit kann eine Kategorisierung der Anwendungsfälle von Verdichtungsinjektionen zunächst nach dem Kriterium *Wirkungsweise* und dann nach den Kriterien *Boden/Bauwerkseinwirkung* vorgenommen werden:

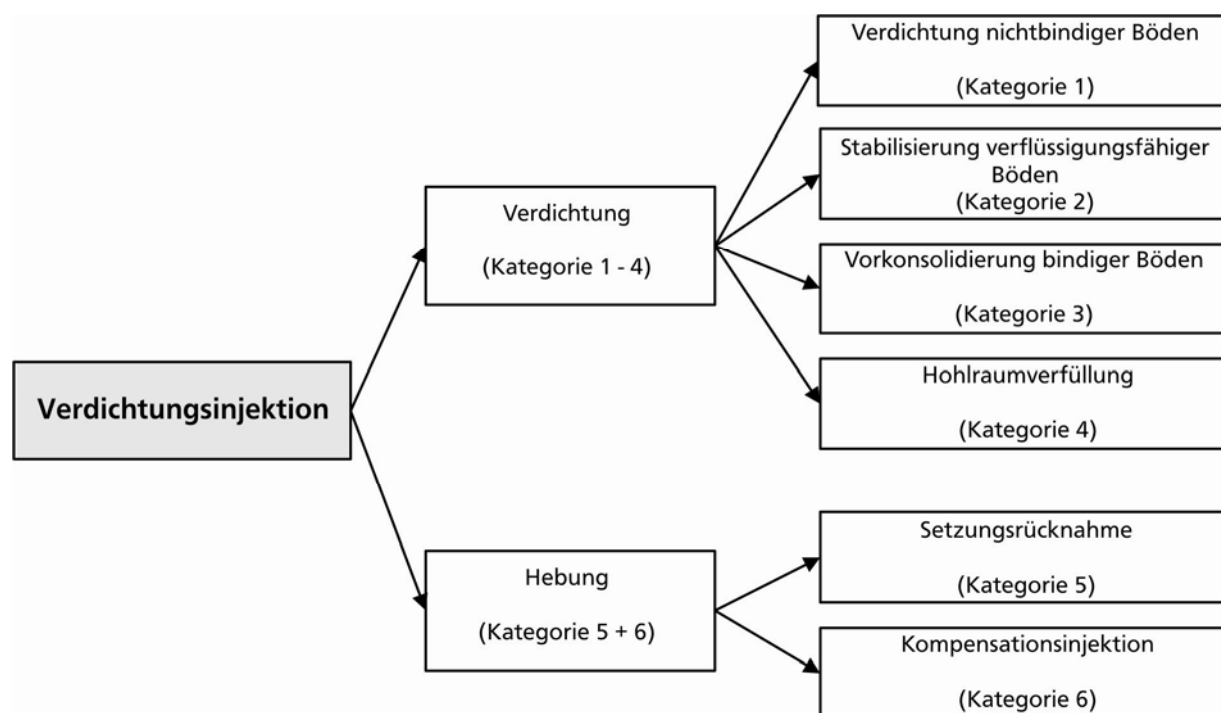


Abbildung 4: Anwendungskategorien von Verdichtungsinjektionen

Häufig lassen sich Projektbeispiele nicht eindeutig einer Kategorie zuordnen. So ist z. B. in [Boghart et al., 2003] ein kombiniertes Anwendungsbeispiel für die Setzungsrücknahme (Kategorie 5) eines Tunnelbauwerkes mit der Verfüllung von Karsthohlräumen (Kategorie 4) dokumentiert.

Nachfolgend werden die 6 Anwendungskategorien gemäß Abbildung 4 hintereinander kurz beschrieben. Recherchierte Projektberichte über Verdichtungsinjektionsmaßnahmen werden diesen Kategorien zugeordnet und in Tabelle 1 bis Tabelle 6 zusammengefasst. Einige verfügbare Planungs- und Herstellungsparameter werden beispielhaft angegeben<sup>1</sup>. Die Angaben zum Durchmesser des Injektionskörpers konnten in einigen Fällen indirekt über Injektionsmengenangaben unter der

<sup>1</sup> Da der Informationsgehalt der Projektberichte unterschiedlich ist, wurden die Tabelleninhalte den verfügbaren Informationen angepasst. Daher unterscheiden sich vereinzelt die ausgewählten Planungs- und Herstellungsparameter in Tabelle 1 bis Tabelle 6.

Annahme einer zylinderförmigen Ausbreitung der Injektion berechnet werden. Die Angaben zum Injektionsdruck können gemessene Werte oder die Abbruchbedingung enthalten (näheres hierzu S. 18). Handelt es sich um eine Abbruchbedingung, ist der Injektionsdruck als Maximalwert (z. B.  $\leq 2750 \text{ kN/m}^2$ ) angegeben. Die Herstellungs- und Planungsparameter sind in den Kapiteln 2.2.2 bis 2.2.4 erläutert.

### Verdichtung nichtbindiger Böden (Kategorie 1)

Die Verdichtung nichtbindiger Böden hat eine Erhöhung der Tragfähigkeit und damit eine Setzungskontrolle i. d. R. von Neubauten zum Ziel. Teilweise gibt es auch Beispiele für im Bau befindliche – oder Bestandsbauwerke mit unerwarteten Setzungen, z. B. [Wilder et al., 2005]. Hierbei ist die minimale Beeinträchtigung der Bausubstanz und das mögliche Fortsetzen von Neubauaktivitäten sowie bei Sanierungen die weitere Nutzung des Bauwerkes ein Vorteil gegenüber anderen Baugrundverbesserungsverfahren [Brown, Warner, 1973]. Soll neben der Verdichtungswirkung eine kontrollierte Hebung der GOK oder des Bauwerkes erzielt werden, ist die Anwendung der Kategorie 5 oder 6 zuzuordnen. Das erforderliche *relative Injektionsvolumen* in der rechten Spalte ist das eingebrachte Injektionsvolumen bezogen auf verbessertes Bodenvolumen.

Tabelle 1: Anwendungsbeispiele für die Verdichtung nichtbindiger Böden

Projekt [Quelle]	Injektionstiefe [m u. GOK]	Injektionsdruck [kN/m <sup>2</sup> ]	Ø - Inj.körper [cm]	Rasterweite/-art [m]/[-]	rel. Inj.volumen [Vol.-%]
Anbau für eine Wasseraufbereitungsanlage, Wanaque, New Jersey, USA [Chastanet, Blakita, 1992]	bis 8,4	$\geq 4200$	48 – 107 *)	2,0 - 2,8 / -	11,6
Sanierung eines Tankbauwerks, Georgetown, Delaware, USA [Wilder et al., 2005]	bis 7,5	$\leq 700 - 3500$	-	3,0 / linienf.	6,0 - 15,0
Sanierung einer Industrieanlage, British Columbia, Kanada [To, Broomhead, 1993]	bis 13,0	$\leq 4000$	92 *)	- / quad.	5,0
Sanierung einer Stützwand der Interstate 70 in Glenwood Canyon, Colorado [Byle, 1992]	bis 6,0	$\leq 4000$	32 – 100 *)	1,5 / linienf.	8,2

Legende: quad. = quadratisch / linienf. = linienförmig / \*) berechnet nach Zylinderformel

In Tabelle 1 sind vier Projektbeispiele zusammengestellt. Das in Kapitel 6 detailliert beschriebene und nachgerechnete Projekt IKEA Logistikzentrum Dortmund kann ebenfalls Kategorie 1 zugeordnet werden. Die Injektionstiefen richten sich nach den Einflusstiefen der betreffenden Bauwerke und nach den Bereichen geringer Lagerungsdichte. Infolge der hohen Durchlässigkeit nichtbindiger Böden, ist bei der Injektionsmittelrezeptur darauf zu achten, dass der Verlust von Injektionsmittelwasser während des Injektionsvorganges nicht zu hoch ist, da dies zu einer *Verplombung* (engl.: sand-blocking), d. h. zu einer Pfropfenbildung an der Spitze der Injektionslanze führen kann [Byle, 2000]. Dieses Phänomen wird auf Seite 22 genauer erläutert. Ein häufiger Anwendungsfall und eine kostengünstige Alternative zum Bodenaustausch ist die Verdichtung gering tragfähiger, anthropogen aufgefüllter Böden (ausgenommen zersetzbares Material wie z. B. bei Mülldeponien), die vielfach in Ballungsräumen oder im Bereich von Industrieanlagen bebaut werden. Ein Beispiel hierfür ist in [Chastanet, Blakita, 1992] beschrieben (Tabelle 1). Das erforderliche relative Injektionsvolumen zum Erreichen des Verdichtungszieles kann bei solchen heterogenen Böden stark schwanken. Trotzdem werden beim Injizieren automatisch die Bereiche im Boden verdichtet, die am lockersten gelagert bzw. am wenigsten tragfähig sind [Brown, Warner, 1973].

## Stabilisierung verflüssigungsfähiger Böden (Kategorie 2)

Verdichtungsinjektionen eignen sich besonders zur Stabilisierung verflüssigungsfähiger Böden in Erdbebengebieten, [Oakland, Bachand, 2003]. Dieses Anwendungsgebiet wird seit den 1980er Jahren im Bereich von Erdbauwerken oder auch Gebäuden eingesetzt. Verflüssigungsgefährdete Böden bestehen i. d. R. aus nichtbindigen Böden mit größerem Feinkornanteil, wie z. B. schluffigen Feinsanden. Solche Projektbeispiele können daher auch als Spezialfälle in die Kategorie 1 eingegliedert werden. Die Angaben für die Verbesserung in Tabelle 2, rechte Spalte ergeben sich aus den Eindringwiderständen bzw. Schlagzahlen vor und nach der Verdichtungsinjektion. Die Verbesserungen wurden mit *Standard Penetration Tests* (SPT) oder mit *Cone Penetration Tests* bzw. Drucksondierungen (CPT) erkundet. Näheres zur Qualitätskontrolle bei Verdichtungsinjektionen ist in Kapitel 2.2.5 zusammengefasst.

Tabelle 2: Anwendungsbeispiele für die Stabilisierung verflüssigungsfähiger Böden

Projekt [Quelle]	Injektionstiefe [m u. GOK]	Injektionsdruck [kN/m <sup>2</sup> ]	Ø - Inj.körper [cm]	Rasterweite/-art [m]/[-]	Verbesserung [-]
Sanierung eines 3-geschossigen Industrieanbaus in Nagoya City, Japan [Orense, 2008]	5,0 - 12,5	-	43 – 75 *)	2,1 / quad.	SPT: 1,38 - 2,12
Thermisches Großkraftwerk in Paiton, Indonesien [Wegner, 1997]	3,0 - 12,0	3400 - 4800	-	3,0 / quad.	SPT: 1,14 - 1,64
Steel Creek Dam in Steel Creek, South Carolina [Boulanger, Hayden, 1995] [Baker, 1985]	6,0 - 15,3	≤ 2750	-	3,7 / quad.	CPT: 1,40
Laurel Street Bridge, Pfeiler 2 und 3 in Santa Cruz, Kalifornien [Ivanetich et al., 2000]	3,0 - 27,0	≥ 4800	30 – 100	2,4 - 3,2 / quad.	SPT: 1,06 - 1,85
Fundamentierung einer Highway Brücke in Illinois, USA [Scherer, Gay, 2000]	6,0 - 9,0	≤ 4500	55 - 78 *)	1,5 - 2,4 / quad.	SPT: 2,08 - 2,10

Legende: quad. = quadratisch / \*) berechnet nach Zylinderformel

Bodenverflüssigung kann infolge starker Erschütterungen wassergesättigter, sandiger Bodenschichten durch ein Erdbeben stattfinden. Besonders feinsandige Schichten mit geringer Durchlässigkeit sind gefährdet. Dabei wird eine dynamische Belastung auf das nicht kompressible Wasser zwischen den Sandkörnern ausgeübt, die bis dahin ein festes Gefüge aufwiesen. Ein Porenwasserüberdruck baut sich in der Sandschicht auf. Das Korngefüge verliert seine Scherfestigkeit. Die Sandschicht verflüssigt sich zu einer Sand-Wasser-Suspension. Bereiche des Untergrundes können dann herausgepresst werden. Der gesamte Boden wird instabil, darauf errichtete Bauwerke erfahren große Setzungen. Gerade in Auegebieten sind verflüssigungsfähige Böden häufig anzutreffen. Daher wird diese Anwendungskategorie häufig bei Dammbauwerken, wie z. B. Flussdeichen eingesetzt. Die Ausführung bei Erdbauwerken unterscheidet sich von denen für Gebäude durch die tieferen Verdichtungsgebiete infolge der größeren Einflusstiefen, das deutlich größere Injektionsvolumen und die bis zu 10mal schnelleren Injektionsraten [Baker, 1985]. Bei größeren Feinkornanteilen in gesättigtem Boden verlängert sich die Dauer des Abbaus der Porenwasserüberdrücke infolge von Injektionen. Dabei kommt es zu einer Verzögerung des Verbesserungseffektes, [Wegner, 1997]. In diesem Fall empfehlen [Oakland, Bachand, 2003] kleinere Injektionsraten bei gleichzeitig größeren relativen Injektionsvolumen anstelle von engeren Rasterweiten mit kleineren relativen Injektionsraten. Bei

erhöhten Tonanteilen im Feinkorn kann die Effektivität des Verfahrens deutlich geringer sein, [Boulanger, Hayden, 1995]. Beim Steel Creek Dam, South Carolina / USA (Tabelle 2) wurde daher nach einer Testphase ein anderes Baugrundverbesserungsverfahren gewählt. Auch bei [Miller, Roycroft, 2004] wurde eine größere Verbesserung im Sand als im Schluff festgestellt.

### Vorkonsolidierung bindiger Böden (Kategorie 3)

Die Anwendung von Verdichtungsinjektionen bei bindigen Böden wurde bisher nur vereinzelt ausgeführt. Vor allem bei wassergesättigten Böden ist das Verbesserungspotenzial sehr eingeschränkt. In Deutschland haben sich für dieses Anwendungsgebiet die Aufbrechinjektionen etabliert. In [Warner, 2001] wird die Anwendung von Verdichtungsinjektionen in hochplastischen Tonen ausgeschlossen. Nach [Rubright, Bandimere, 2004] sind Verdichtungsinjektionen nur bei ungesättigten, bindigen Böden empfehlenswert. Aus diesem Grund gibt es wenig Erfahrungsberichte mit dieser Anwendungskategorie. Nichts desto trotz ist es möglich, auch bei wassergesättigten bzw. nahezu wassergesättigten, bindigen Böden Konsolidationssetzungen vorwegzunehmen bzw. die Tragfähigkeit zu vergrößern. Die Empfehlungen für Kategorie 2 bei größerem Feinkornanteil gelten umso mehr für Kategorie 3. Bei den beiden Anwendungsbeispielen handelt es sich um besondere Einzelfälle, und somit um einen Beleg für die sinnvolle Anwendbarkeit im Einzelfall. So wird z. B. bei [Warner, 1978] die Tragfähigkeit einer vorhandenen Pfahlgründung in einem bindigen Boden mit hohem organischen Anteil durch Verdichtungsinjektionen im Pfahlmantelbereich gezielt verbessert. Die Verbesserung bei dem Anwendungsbeispiel von [Ali, Geraci, 2003] ergibt sich aus dem Nachweis der Sicherheit gegen Ankeraufbruch vor und nach der Verbesserungsmaßnahme. Diese Sicherheit ist nach Ausführung der Verdichtungsinjektionen um das 2,5fache größer wie vorher.

Tabelle 3: Anwendungsbeispiele für die Vorwegnahme von Konsolidationssetzungen

Projekt [Quelle]	Injektionstiefe [m u. GOK]	Injektionsdruck [kN/m <sup>2</sup> ]	Injektionsrate [l/min]	Rasterweite/-art [m]/[-]	Verbesserung [-]
Gerichtsgebäude in West Orange County, Kalifornien [Warner, 1978]	4,6 - 20,0	2100 - 3500	28	2,4 / quad.+dreie.	-
Sicherungsanker eines Rundfunkmasten in Portland, Oregon [Ali, Geraci, 2003]	1,5 - 7,6	≤ 350 - 2100	-	1,2 / dreie.	2,5

Legende: quad. = quadratisch / dreie. = dreieckförmig

### Hohlraumverfüllung (Kategorie 4)

Die Verfüllung von Hohlräumen kann sowohl das Hauptanliegen einer Baugrundverbesserung mit Verdichtungsinjektionen als auch ein gewünschter Zusatzeffekt im Zusammenhang mit anderen Anwendungskategorien, z. B. [Boghart et al., 2003], sein. Charakteristisch ist die Entwicklung des Injektionsdruckes im Verlauf der Verfüllung. Solange der Hohlraum mit Injektionsmittel nicht kraftschlüssig zum umgebenden Boden verfüllt ist, sind die Injektionsdrücke niedrig, um dann bei Verfüllungsende schnell anzusteigen (s. Abbildung 88). Eine ähnliche Charakteristik kann bei Injektionen in Schwächezonen festgestellt werden, die daher auch der Kategorie 4 zugeordnet werden können. Das optimale Raster der Injektionspunkte kann im Gegensatz zu den anderen Anwendungskategorien im Einzelfall sehr verschieden sein und ist der Lage der Hohlräume anzupassen, [Byle, 2000]. Bei den beiden ersten Projektbeispielen in Tabelle 4 konnten Verdichtungsinjektionen in großen Tiefen ausgeführt werden. Dadurch war z. B. bei dem Neubau des Hotelturmes in Würzburg, [Reul, Ripper, 2005], [Ripper, Reul, 2004], die Verfüllung der Hohlräume in den Gipsauslaugungszonen des mittleren Muschelkalkes in rd. 40 m sowie rd. 60 m Tiefe eine kostengünstige Alternative zu einer Pfahlgründung oder einer Kombinierten Pfahl-Platten-Gründung.

Tabelle 4: Anwendungsbeispiele für die Hohlraumverfüllung

Projekt [Quelle]	Injektionstiefe [m u. GOK]	Injektionsdruck [kN/m <sup>2</sup> ]	Ø - Inj.körper [cm]	Rasterweite/-art [m]/[-]
W.A.C. Bennett Dam, Northern British Columbia, Canada [Shuttle, Jefferies, 2000] [Warner et al., 2003]	bis 120,0 (m u. Dammkrone)	3400 - 9700	≤ 92 <sup>*)</sup>	0,9 / -
Neubau eines Hotelturms mit 19 Stockwerken in Würzburg, Deutschland [Reul, Ripper, 2005] [Ripper, Reul, 2004]	34,5 - 44,7 53,6 - 62,3	≤ 5000	100 - 150	3,5/ dreie.
Sanierung eines Straßendamms, Interstate 88 [Scherer, Gay, 2000]	1,0 - 6,5 (m u. Dammkrone)	700 - 1400	-	2,0 / linienf.
Neubau eines Einkaufszentrums mit Tiefgarage [Francescon, Twine, 1992]	bis 21,5	≤ 2000 - 4000	-	3,0 / quad.+dreie.

Legende: quad. = quadratisch / dreie. = dreieckförmig / linienf. = linienförmig / <sup>\*)</sup> berechnet nach Zylinderformel

Die Sanierung des Straßendamms der Interstate I-88 erfolgte in zwei Stufen. Zunächst wurde ein Injektionsmittel niedriger Viskosität zur Verfüllung der Hohlräume eingesetzt. Dabei ergaben sich vergleichsweise geringe Injektionsdrücke von ca. 1000 kN/m<sup>2</sup>. Die Verdichtung des umgebenden Bodens erfolgte dann mit einem typischen Injektionsmittel für Verdichtungsinjektionen mit hoher Viskosität, wobei höhere Injektionsdrücke von 1550 kN/m<sup>2</sup> - 3100 kN/m<sup>2</sup> erreicht wurden. Diese Phase ist dann aufgrund der überwiegend nichtbindigen Böden der Kategorie 1 zuzuordnen.

### Setzungsrücknahme (Kategorie 5)

Der Setzungsrücknahme eines Bauwerkes geht je nach Baugrund eine Verdichtung voraus. Ist eine bestimmte Grenzdichte erreicht können beabsichtigte oder unbeabsichtigte Hebungen hervorgerufen werden. Mit einer Toleranz von wenigen Millimetern können kontrollierte Hebungen bis zu 30 cm [Brown, Warner, 1973] ausgeführt werden. Alle Teilbereiche einer Bausubstanz können gleichmäßig angehoben werden.

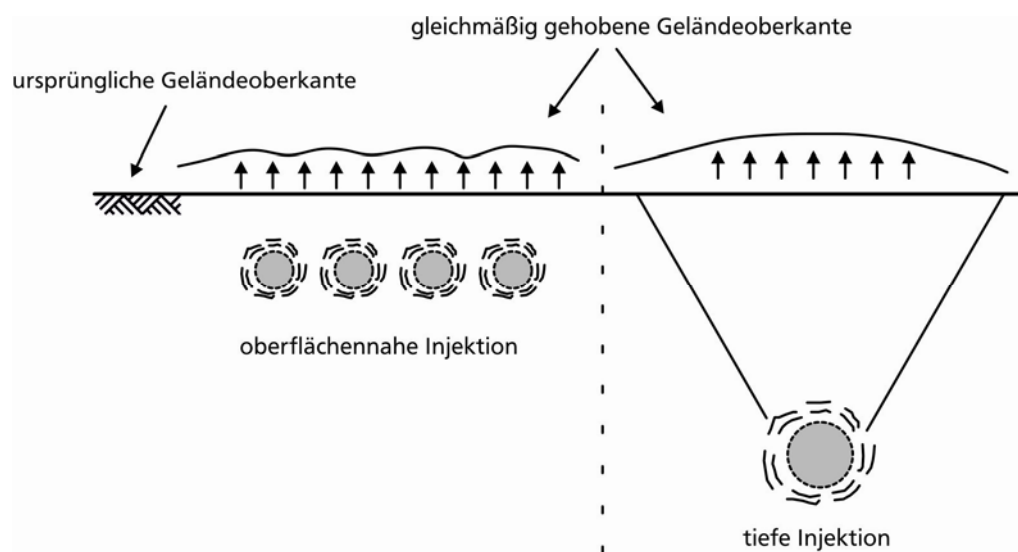


Abbildung 5: Oberflächennahe und tiefe Injektion, [Byle, 2000]



m Gegensatz zu einer Unterfangung, bei der i. d. R. nur Einzel- und Streifenfundamente unterstützt werden, können mit Verdichtungsinjektionen auch ganze Fundamentplattenbereiche gleichmäßig unterstützt werden [Gebhart, 1977]. Dadurch werden Setzungsdifferenzen minimiert. Bei wassergesättigtem Boden verursachen Verdichtungsinjektionen Porenwasserüberdrücke, die sich abhängig von der Durchlässigkeit des Bodens unterschiedlich schnell abbauen, d. h. es kann zu zeitversetztem Last-Verschiebungs-Verhalten kommen. Ein kontrollierter Hebungs Vorgang zur Vermeidung von Schäden kann durch ein enges Raster kleiner Injektionspunkte (Abbildung 5, links) oder auch durch einzelne tiefliegende Injektionen (Abbildung 5, rechts) gewährleistet werden. Die Wahl des Rasters ist an die Tragwerksabmessungen des Bauwerkes anzupassen. In den Projektbeispielen [Stilley, 1982] und [Wong et al., 1996] wurden gezielt unzulässige Setzungen von Gebäuden mit Verdichtungsinjektionen im Sand erfolgreich ausgeglichen. Die Gebäude wurden dabei um 26 mm bis 80 mm angehoben. Ein Ausführungsbeispiel für eine Setzungsrücknahme im bindigen Boden ist in [Boghart et al., 2003] beschrieben. Neben der beabsichtigten Hebung wurden zuvor Karsthohlräume (Kategorie 4) verfüllt. Die Porenwasserüberdrücke infolge Hebungsinjektionen entspannten sich tw. über einen Wasseraustritt bei einem Injektionsbohrloch. Trotzdem konnten kontrollierte Hebungen ausgeführt werden.

Tabelle 5: Anwendungsbeispiele für die Setzungsrücknahme

Projekt [Quelle]	Injektionstiefe [m u. GOK]	Injektionsdruck [kN/m <sup>2</sup> ]	Injektionsrate [l/min]	Rasterweite/-art [m]/[-]	Hebungen [mm]
Kohlekraftwerk in Southern Wyoming, USA [Stilley, 1982]	bis 9,0	-	70	1,8 / -	bis 80
Sanierung eines Tunnelbauwerks [Boghart et al., 2003]	bis 18,0	≤ 4137	60	1,8 / linienf.	-
Zwei 4-stöckige Gebäude [Wong et al., 1996]	3,0 - 8,0	≤ 3500	43	0,5 / linienf.	26 - 30

Legende: linienf. = linienförmig

### Kompensationsinjektion (Kategorie 6)

Ein weiteres Anwendungsgebiet von Verdichtungsinjektionen ist die Sicherung von bestehenden Bauwerken bei einer Unterfahrung z. B. durch einen Tunnel. Hier werden, bevor die Ortsbrust des Tunnels das Bauwerk unterquert, kontrollierte Hebungen mittels Injektionen unter dem Gebäude zur Kompensation der bevorstehenden Setzungen infolge der Bauwerks-Unterfahrung vorweggenommen. Diese Anwendung wird in der Fachliteratur als *Ausgleichsinjektion* oder *Kompensationsinjektion* (engl.: compensation grouting) bezeichnet. Die Ausführung von Kompensationsinjektionen kann in zwei Stufen unterteilt werden. In der ersten Stufe wird der Boden verdichtet. Dabei kommt es zu keinen nennenswerten Hebungen an der Geländeoberfläche. Anschließend wird in der zweiten Stufe eine kontrollierte Hebung der Geländeoberfläche bewirkt. Neben Verdichtungsinjektionen werden hier auch Aufbrechinjektionen angewendet. Diese haben gegenüber Verdichtungsinjektionen den Vorteil, dass mit einem ca. 2mal bis 3mal kleineren Injektionsdruck [Essler et al., 2000] über eine größere Fläche zeitgleiche Hebungen bewirkt werden, was die Hebungsdifferenzen reduziert und damit verträglichere Zwangsdeformationen für das Tragwerk des bestehenden Bauwerkes verursacht [Jafari et al., 2001]. In [Essler et al., 2000] werden Aufbrech- und Verdichtungsinjektionen verglichen. Anwendungsbeispiele für Aufbrechinjektionen sind z. B. in [Arslan et al., 2005], [Raabe, Esters, 1986] oder [Wawrzyniak, 2002] zusammengestellt.

Tabelle 6: Anwendungsbeispiele für die Kompensationsinjektion

Projekt [Quelle]	Injektionstiefe [m u. GOK]	Injektionsdruck [kN/m <sup>2</sup> ]	Rasterweite/-art [m]/[-]	Hebungen [mm]
Unterfahrung von Brückenpfeilern mit einem Entwässerungstunnel [Scherer, Gay, 2000]	-	690 - 3100	- / quad.	3,0 – 36,6
Neubau eines innerstädti- schen Verkehrstunnels in Seattle, Washington, USA [Critchfield, MacDonald, 1989]	bis 18,0	≤ 3500 - 6500	1,2 - 6,0 / -	≤ 3,0

Legende: quad. = quadratisch

Bei dem Projektbeispiel in [Critchfield, MacDonald, 1989] wurden die Verdichtungsinjektionen im Vorfeld geplant. Die Injektionsbohrungen wurden von der Geländeoberfläche und vom Tunnel aus hergestellt; Hebungen wurden auf 3 mm begrenzt, um unverträgliche Deformationen an den Gebäuden zu vermeiden. Beim zweiten Projektbeispiel wurden unerwartete Setzungen bei den unterquerten Brückenpfeilern infolge des Tunnelbaus festgestellt. Daher wurden im Nachhinein zur Sanierung die Pfeiler gezielt bis zu 37 mm wieder angehoben.

## 2.2.2. Geräte und Injektionsmittel

Die Größenordnung von Verdichtungsinjektionsmaßnahmen reicht von lokalen Sanierungsarbeiten bis hin zu großflächigen Baugrundverbesserungen. Für die Herstellung ist häufig keine Baugrube erforderlich. Die Injektionsarbeiten können aufgrund der flexiblen Gerätschaften ab Geländeniveau oder aus geschlossenen Kellerräumen ausgeführt werden [Brown, Warner, 1973]. Die Geräte können bei beengten Platzverhältnissen auch durch horizontale oder schräge Injektionslanzenführung flexibel aufgestellt werden.

Zum Injizieren werden i. d. R. hydraulische Kolbenpumpen verwendet. Nach [Iagolnitzer, 1999] gab es Ende der 1990er Jahre noch keine speziellen Pumpen für die Ausführung von Verdichtungsinjektionen. 5 Jahre später berichten [Rubright, Bandimere, 2004] von der Verwendung von üblichen Betonpumpen, die für die Anforderungen von Verdichtungsinjektionen modifiziert wurden. Im Gegensatz zu den üblichen Anforderungen wird bei Verdichtungsinjektionen mit höherem Druck (s. Tabelle 1 bis Tabelle 6) bei vergleichsweise geringen Förderraten gearbeitet. Gewöhnliche Betonpumpen sind in der Lage diese Drücke aufzubauen, allerdings nicht bei den z. T. notwendigen, geringen Förderraten. Daher werden an dieser Stelle die Pumpen modifiziert [Rubright, Bandimere, 2004]. Durch die hohen Injektionsdrücke kann Wasser schon innerhalb der Pumpe aus dem Injektionsmittel austreten. In [Warner, 1992] wird auf diese Problematik hingewiesen. Daher sollten die Pumpe wie auch der gesamte Leitungsverlauf sorgfältig abgedichtet werden. Im Bereich der Pumpe geschieht dies durch eine wasserdichte Ventiltechnik [Rubright, Bandimere, 2004]. Nach [Francescon, Twine, 1992] sollten keine Pumpen eingesetzt werden, die zu hohe Druckstöße erzeugen, wie z. B. Pumpen mit gegenläufigen Kolben. Vielmehr sollten die Pumpen hohe Drücke aufrecht erhalten können. Nach [Graf, 1992] war Anfang der 1990er ein Druck von bis zu 7 MN/m<sup>2</sup> erreichbar. Dabei war allerdings die mögliche, maximale Zähigkeit bzw. Viskosität des mörtelähnlichen Injektionsmittels begrenzt. Da sich die Pumpentechnik weiterentwickelt hat, ist es heute schon möglich, hoch viskose Injektionsmittel unter hohem Druck und mit geringer Geschwindigkeit zu fördern. Druck und Geschwindigkeit müssen unabhängig voneinander regelbar sein und sollten im Bereich von 0 MN/m<sup>2</sup> bis 7 MN/m<sup>2</sup> für den Pumpdruck und 3 l/min bis 80 l/min für die Pumpgeschwindigkeit liegen. Dabei ist auf einen gleichmäßigen Förderstrom zu achten. Da die Rohrleitungen einem sehr hohen Druck ausgesetzt sind, sollten diese aus Stahl sein, einen Durchmesser von ca. 38 mm bis 76 mm aufweisen und auch unter hohem Druck nahezu wasserdicht sein. Die Wahl des Durchmessers



---

der Injektionslanze hängt nur von der Wahl der Injektionsmethode ab ohne Einfluss auf das Ergebnis [Graf, 1992].

Bei Bohrgeräten wird auf den üblichen Stand der Technik je nach Bohrtiefe zurückgegriffen. Dabei ist darauf zu achten, dass über den Ringraum zwischen Injektionslanze und Boden kein Injektionsgut an die Oberfläche dringt (engl.: leakage). Daher wird bei kleinen und mittelgroßen Maßnahmen sowie in oberflächennähe nicht vorgebohrt, d. h. die Injektionslanze wird beim Bohrvorgang in den Boden eingebracht. Bei einigen größeren Maßnahmen wird mit kleinerem Verrohrungsdurchmesser vorgebohrt und anschließend die Injektionslanze mit größerem Durchmesser eingebracht [Rubright, Bandimere, 2004]. Meistens wird die Bohrverrohrung auch als Injektionsrohr verwendet [Bandimere, 1997]. Übliche Innendurchmesser der Injektionsrohre liegen zwischen 50 mm und 75 mm. Bei Innendurchmessern von 75 mm bis 100 mm ist es möglich, Bewehrung einzubauen und die Mörtelsäule als tragendes Strukturelement anzuwenden. Da Verdichtungsinjektionen in wenig tragfähigen Böden angewendet werden, kann der Eindringwiderstand gegen das Injektionsrohr mit kleinem Gerät, häufig mit handgeführten Geräten überwunden werden.

Das Injektionsmittel für Verdichtungsinjektionen ist ein mörtelähnliches Gemisch, das sowohl vor Ort als auch vor dem Anliefern an die Baustelle hergestellt wird. Nach [Bandimere, 1997] bzw. [Gebhart, 1980] sind beide Verfahrensweisen als technisch gleichwertig anzusehen. Zur Bereitstellung des Injektionsmittels werden vor Ort gewöhnliche Betonmischer bis hin zu Mischanlagen mit Herstellraten von über 40 m<sup>3</sup>/h verwendet [Rubright, Bandimere, 2004]. In den meisten Fällen wird das fertig gemischte Injektionsmittel auf die Baustelle geliefert.

Die wichtigste Eigenschaft von Injektionsmitteln für Verdichtungsinjektionen ist die Viskosität. Die Festigkeit spielt bei Verdichtungsinjektionen zur Baugrundverbesserung nur eine untergeordnete Rolle, da die Injektionssäulen bei der Bemessung von Bauwerken i. d. R. nicht als Strukturelemente angesetzt werden. Die Viskosität des Frischmörtels verändert sich während der Injektion gegenüber der *Anfangsviskosität* (Viskosität vor der Injektion). Somit ist die herstellungsrelevante Viskosität beim Injektionsvorgang nicht nur von den Bestandteilen des Injektionsmittels (z. B. Wassergehalt) abhängig. Die Veränderung der Viskosität hängt mit dem hohen Injektionsdruck zusammen. Dieser bewirkt einen Übergang von Injektionsmittelwasser in den Boden, das sog. *Ausbluten* (engl.: bleeding) [DIN(EN)12715, 2000]. Der Volumenverlust infolge Ausbluten sollte nach Projektberichten [Carr, 2012], [Kaeck, 2012], Laborversuchen [Draganovic, Stille, 2012] und Empfehlungen [Warner, 2004], [Warner, 2007] bei 5 % bis 10 % des Injektionsvolumens liegen. Eine Studie zum Ausbluten ist in [Bolton, McKinley, 1997] dokumentiert.

Die Wechselwirkung zwischen der Fähigkeit des Injektionsmittels, Wasser abzugeben und des Bodens, Wasser aufzunehmen ist letztlich maßgebend für die Viskosität des Injektionsmittels beim Eindringen in den Boden. Wie bei den Pumpen bestehen auch für das Injektionsmittel besondere Anforderungen. Zur Kontrollierbarkeit der expandierenden Mörtelmasse ist eine hohe innere Reibung erforderlich, begünstigt durch das Ausbluten, d. h. seine Fähigkeit injektionsmitteleigenes Wasser infolge des hohen Injektionsdrucks abzugeben. Gleichzeitig muss das Injektionsmittel, trotz hoher innerer Reibung, pumpfähig sein, ohne dass es zu einem Aufbrechen des Bodens kommt (s. Abbildung 6). Diese Anforderungen haben variierende Injektionsmittelrezepturen in Abhängigkeit der Baugrundverhältnisse zur Folge.

Die Mischung des Injektionsmittels hat einen Einfluss auf die Form eines Injektionskörpers bzw. ob eine Injektion den Boden aufbricht oder es zu einer Verdichtungsinjektion mit kompaktem Injektionskörper kommt. Zur Vermeidung eines Bodenaufbruches, ist nach [Byle, 2000] ein Injektionsmittel an der Grenze zur Pumpfähigkeit mit hohem Druck in den Boden zu injizieren oder das Mischungsverhältnis so zu wählen, dass die Durchlässigkeit des Injektionsmittels hoch ist (s. Abbildung 6). In Injektionslaborversuchen von [Bezuijen et al., 2008] ergeben sich überwiegend Verdichtungsinjektionen bei einem Wasser-Zement-Verhältnis von ca. 1–2 und Aufbrechinjektionen bei

ca. 5–20. Dieser Unterschied ist jedoch im Feld nicht so eindeutig. Im Falle einer Aufbrecheinjektion beeinflusst das Mischungsverhältnis die Breite der Risspalte [Bezuijen, van Tol, 2007].

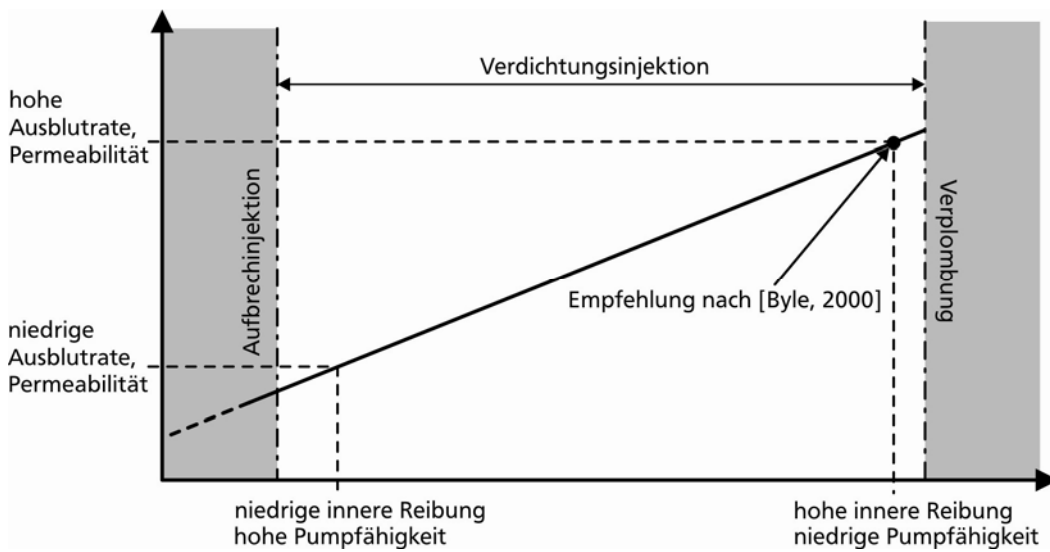


Abbildung 6: Abhängigkeiten der Injektionsmitteleigenschaften

Die typischen Bestandteile von Injektionsmitteln für Verdichtungsinjektionen sind schluffiger Sand, Zement und Wasser. Weitere Bestandteile können Flugasche, Bentonit, Kies, Kalkhydrat (Löschkalk), Bitumen, Kalkstaub, Kalziumchloride und/oder wasserreduzierende Substanzen sein [Gebhart, 1977]. In Tabelle 7 ist eine Übersicht über die Bestandteile der Mischung, deren Funktion und Bandbreite oder Beispielwerte ihrer Gewichtsanteile aus recherchierten Projektbeispielen (s. Kapitel 2.2.1) sowie allgemeinen Angaben in der Literatur zusammengestellt.

Sand verleiht dem Injektionsmittel eine innere Reibung [Graf, 1969]. Die Bandbreite der empfohlenen Korngrößenverteilung wurde in den 1970er Jahren nach [Warner, Brown, 1974] kleiner als heute angegeben. Die Grenzen waren i. W. durch die damalige Pumptechnik begrenzt. Der Bereich ist in Abbildung 7 durch die gestrichelten Kurven begrenzt. Infolge der Weiterentwicklung der Pumptechnik ist die Grenze auf der Grobkornseite heute nur noch durch den Durchmesser des Leitungssystems begrenzt [Bandimere, 1997]. Auf der Feinkornseite ist die Bandbreite durch die Kontrollierbarkeit des Injektionsvorganges begrenzt. Bei zu großem Feinkornanteil entsteht kein kompakter Injektionskörper. Dieser Grenzbereich war bereits bei den Angaben nach [Warner, Brown, 1974] ausgereizt.

Tabelle 7: Injektionsmittelbestandteile

Bestandteil	Funktion	Anteil [Gew.-%]
Wasser	Kontrolle der Konsistenz	7,0 – 34,4
schluffiger Sand	Stabilisierung (Sand) / Verbesserung der Pumpfähigkeit (Schluff)	48,0 – 82,6
Zement	Bindemittel – Erhöhung der Festigkeit	2,6 – 33,0
Flugasche	Bindemittel – Erhöhung der Festigkeit (Zementersatz)	8,0 – 30,6
Bentonit	Verbesserung der Pumpfähigkeit	0,4 – 8,0
Ton	Verbesserung der Pumpfähigkeit	< 1,0
Kalkstein	Stabilisierung	77,0
Kies	Stabilisierung	16,0

Zement erhöht die Festigkeit des Injektionsmittels. Es ist kein zwingender Bestandteil, da bei Verdichtungsinjektionen zur Baugrundverbesserung die Injektionssäulen nicht als Gründungselemente mit erhöhter Tragfähigkeit angenommen werden, sondern eine Verbesserung des Baugrundes durch Verdichtung erzielt werden soll. Alternativ gibt es Anwendungen, bei denen das Injektionsmittel mit Flugasche als Zementersatz erfolgreich angewendet wurde [Borden, Groome, 1983]. Durch Injektionsmittel ohne Zement kann der Einsatz der Geräte sogar kostenoptimiert werden [Rubright, Bandimere, 2004].

Das Feinkorn (inkl. Zement) mit  $< 0,074$  mm Durchmesser beeinflusst die Pumpfähigkeit und Ausblutrate des Injektionsmittels [Bandimere, 1997]. Es wird zur Gewährleistung der Plastizität des Injektionsmittels beigemischt. Dies ist v. a. bei grobkörnigen Böden eine Möglichkeit, Verplombungen der Injektionslanze zu vermeiden [Byle, 2000]. Der Feinkornanteil besteht überwiegend aus Schluff, da Ton durch seine hohe Plastizität zu einem Bodenaufbruch führen kann. Der Tonanteil liegt i. d. R. bei  $< 1$  % [Graf, 1992]. Nach [Nichols, Goodings, 2000] bewirkt eine Erhöhung des Tongehaltes eine Vergrößerung des Injektionskörper-Durchmessers und eine Begrenzung des Injektionsdruckes. In [Warner, 1997] wird ausdrücklich von einer Zugabe von Ton abgeraten.

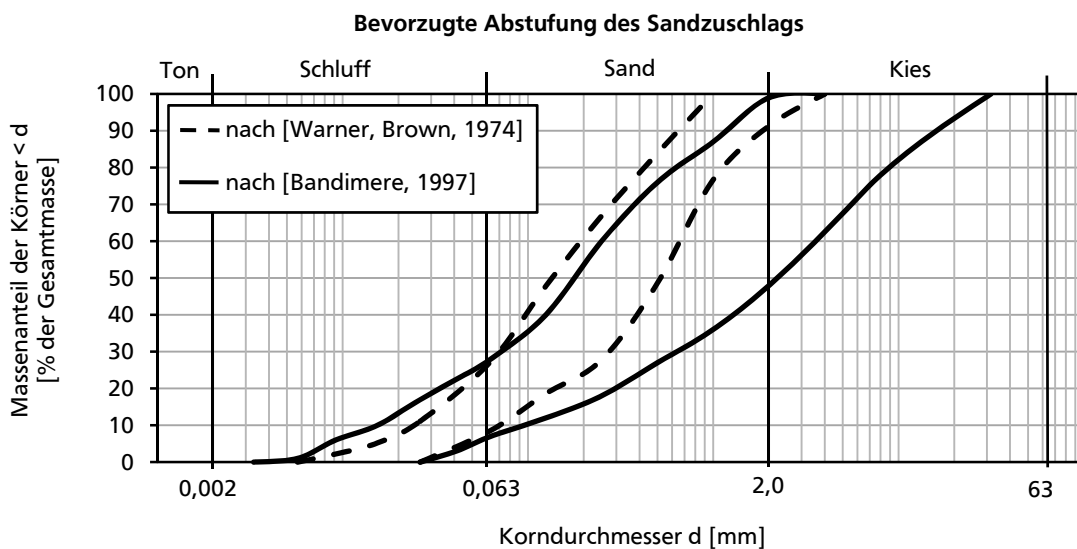


Abbildung 7: Korngrößenverteilungsband für Sandzuschlag bei Injektionsmitteln

Bentonit wird zur Verbesserung der Pumpfähigkeit beigemischt. Es verhindert das Entmischen der Injektionsmittelbestandteile und verringert bereits bei kleinen Mengen die innere Reibung signifikant [Borden, Ivanetich, 1997]. Je nach Bentonitanteil ergibt sich eine bestimmte Injektionsrate unter minimalem Injektionsdruck. In Feldversuchen [Borden, Groome, 1983] wurde bei einer Injektionsrate von knapp 30 l/min ein optimaler Bentonitanteil von 5 % bis hin zu ca. 110 l/min und 10 % festgestellt.

Kalksteinzuschlag, als Ergänzung oder Ersatz für Sand, erfordert einen geringeren Schluffanteil als andere mineralische Zuschlagsstoffe. Daher tendieren Injektionsmittel mit Kalksteinzuschlag zu einer erhöhten Festigkeit und einer besser kontrollierbaren Injektion [Bandimere, 1997].

Die derzeit erhältlichen Betonzuschlagsstoffe wurden im Rahmen der Betontechnologie fortentwickelt. Die üblichen Anforderungen der Betontechnologie unterscheiden sich jedoch von denen für Verdichtungsinjektionen. Nach [Bandimere, 1997] sollten Zuschlagsstoffe zur Erhöhung der Pumpfähigkeit des Injektionsmittels entwickelt werden. Diese könnten Schluff als Feinkornanteil in den Injektionsmitteln ersetzen.

Zur Qualitätssicherung von Injektionsmitteln werden im Vorfeld als Kenngrößen das Setzmaß, die Druckfestigkeit i. d. R. nach 28 Tagen und die Frischmörteldichte ermittelt. Die wichtigste Kenngröße des Injektionsmittels bei Verdichtungsinjektionen ist das Setzmaß (engl.: slump-value). Die Frischmörteldichte ist für die Durchführung einer Verdichtungsinjektion unerheblich [Al-Alusi, 1997]. Auch die Druckfestigkeit ist bei einer Baugrundverbesserung von untergeordnetem Interesse. Zur Bestimmung des Setzmaßes wird der Setzversuch (engl.: slump-test) durchgeführt. Der Ablauf dieses Tests ist in [DIN(EN)12350-2] genormt. Der Mörtel wird in eine Kegelform ohne Boden gefüllt, auf eine Metallplatte gesetzt und mit einer definierten Anzahl von Stößen verdichtet. Nun wird die Form langsam abgezogen und anschließend die Höhe des Mörtelkegels gemessen. Die Differenz aus der Höhe der Form und der Höhe des Mörtelkegels ergibt das Setzmaß. Das Setzmaß eines für Verdichtungsinjektionen geeigneten Mörtels, sollte etwa 25 mm bis zu 150 mm betragen, [Baker, 1985]. Vereinzelt gibt es Projektbeispiele, bei denen Mörtel mit größeren Setzmaßen verwendet wurden (s. Tabelle 8).

Tabelle 8: Injektionsmittelkenngrößen

Kenngröße	recherchierte Werte
Setzmaß – Bandbreite [mm]	0 – 200
Setzmaß – üblicher Bereich [mm]	20 – 80
Druckfestigkeit nach 28 Tagen [MN/m <sup>2</sup> ]	2,8 – 35,0
Frischmörteldichte [t/m <sup>3</sup> ]	1,5 – 2,0

Das Setzmaß ist ähnlich wie das Ausbreitmaß nach [DIN(EN)12350-5, 2009] ein Maß zur Bestimmung der Konsistenz bzw. Viskosität des Injektionsmittels. Eine Korrelation zwischen Ausbreitmaß und Setzmaß befindet sich in [Iagolnitzer, 1999]. Je geringer das Setzmaß bzw. je steifer der Mörtel ist, desto größere Verbesserungen werden erzielt [Graf, 1992]. Dem steht eine bessere Pumpfähigkeit von Injektionsmitteln mit hohem Setzmaß gegenüber. Nach [Al-Alusi, 1997] ist für grobkörnigere Böden bzw. für dichter gelagerte Böden das Setzmaß des Injektionsmittels auf etwa 25 mm zu begrenzen. Bei lockerer gelagerten Böden bzw. bei weicheren, feinkörnigen Böden ist nach [Al-Alusi, 1997] ein höheres Setzmaß von bis zu 80 mm zulässig. Sind Hohlräume zu verdichten/verschließen (Kapitel 2.2.1, Kategorie 4), wird auch Injektionsmittel mit einem Setzmaß > 80 mm verwendet [Rubright, Bandimere, 2004]. So wird z. B. beim Verfüllen von Hohlräumen im Kalkstein nach [Francescon, Twine, 1992], Tabelle 4, ein Injektionsmittel mit einem Setzmaß von 50 mm bis 100 mm eingesetzt. Das zulässige Setzmaß sinkt demnach mit den ansteigenden Bodenparametern Korngröße, Konsistenz bzw. Lagerungsdichte ab, d. h. je steifer der zu verdichtende Boden ist, desto höher sollte die Viskosität des zu verwendenden Injektionsmittels sein. Tabelle 8 gibt einen Überblick über die Bandbreite bzw. üblichen Bereiche der Injektionsmittelkenngrößen aus recherchierten Projektbeispielen (s. Kapitel 2.2.1) sowie allgemeinen Angaben in der Literatur.

Über das Setzmaß kann lediglich die Anfangsviskosität festgelegt werden. Die größere Viskosität infolge Ausbluten ist anhand des Setzmaßes nicht zu ermitteln. Zu diesem Zweck kann nach der Herstellung einer Verdichtungsinjektionssäule das Verhältnis zwischen maximalem und minimalem Durchmesser der Injektionssäule, der sog. *travel index* bestimmt werden. Dieser ist ein Maß für die herstellungsrelevante Viskosität [Bandimere, 1997] und kann somit z. B. bei einem Probefeld (s. hierzu Kapitel 2.3.1) als unabhängige Kontrolle für das gewählte Setzmaß hinzugezogen werden. In der Vergangenheit gab es weitere Bestrebungen, das Setzmaß als Kenngröße für die Viskosität zu ersetzen, um die Abhängigkeit der Viskosität vom Injektionsdruck zu berücksichtigen. Eine Zusammenfassung hierzu befindet sich in [Iagolnitzer, 1999].

### 2.2.3. Planung

Grundlage für die Planung einer Verdichtungsinjektionsmaßnahme bildet die entsprechende Baugrunderkundung des Baugebietes. Sie liefert erste Kenngrößen wie z. B. Bodenart, Lagerungsdichte, Konsistenz oder auch Grundwasserverhältnisse. Nach [Brown, Warner, 1973] ist bei einem Vergleich mit anderen Verfahren bei Verdichtungsinjektionen ein geringerer Erkundungsaufwand erforderlich, da auf von der Planung abweichende Verhältnisse während der Ausführung unmittelbar reagiert werden kann, z. B. wenn eine wenig tragfähige Schicht lokal bis in größere Tiefen reicht. In jedem Fall sollte ein ausreichender Erkundungsaufwand betrieben werden, mit Mindestaufschlusstiefen bis zur Unterkante des zu verbessernden Bereiches. Ggf. sind darunter liegende konsolidierungsfähige Böden, die sich durch das zusätzliche Gewicht der Verdichtungsinjektionsmasse setzen können, ausreichend zu erkunden.

Um ein ungewolltes Verfüllen z. B. von Rohrleitungen zu vermeiden, ist v. a. in urbanen Baugebieten neben der Baugrunderkundung eine genaue Studie der Leitungssituation bzw. des unterirdischen Bestandes im Bereich der Maßnahme unumgänglich. Bei gewünschten Hebungen (Kapitel 2.2.1., Kategorie 5 und 6) muss die Deformationsempfindlichkeit der anzuhebenden Bausubstanz bekannt sein. Darüber hinaus ist eine sorgfältige Beweissicherung im Einflussbereich der Maßnahme wichtig, da sich vorhandene Risse durch Verdichtungsinjektionen verbreitern können.

Die Berechnungsverfahren zur Planung von Verdichtungsinjektionen sind weder genormt noch existieren bauaufsichtlich eingeführte Empfehlungen. Ferner hängt die Größe und Form des Injektionskörpers von punktuellen Verhältnissen im Boden ab. Aus diesem Grund werden Verdichtungsinjektionen wesentlich flexibler geplant als beispielsweise Strukturbauteile wie eine Kombinierte Pfahl-Platten Gründung. Die zu bestimmenden Größen im Rahmen einer Planung, d. h. die Planungsparameter sind folgende:

- Abbruchkriterien, d. h. Grenzwerte für verschiedene Herstellungsparameter bei deren Erreichen die laufende Injektion unterbrochen wird
- Abmessungen des Injektionsfeldes
- Injektionsmittelrezeptur (s. Kapitel 2.2.2)

Die Planungsparameter resultieren aus der Festlegung eines Verdichtungsziels bzw. der Hebung, Erfahrungen bei früheren Projekten und ggf. Versuchsfeldergebnissen. Die nachfolgende Abbildung 8 gibt eine anschauliche Übersicht über die Planung von Verdichtungsinjektionsmaßnahmen.

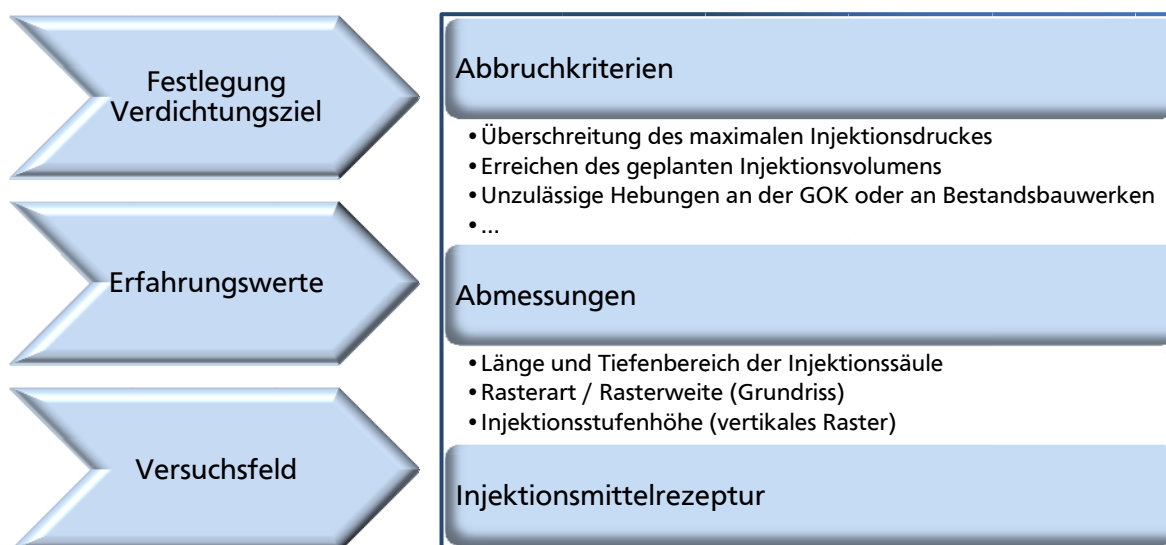


Abbildung 8: Planungsschritte bei Verdichtungsinjektionsmaßnahmen



Zu Beginn ist das Verdichtungs- bzw. Hebungsziel festzulegen. Die Differenz zwischen erkundeter und erforderlicher Verdichtung lässt direkt auf das benötigte Injektionsvolumen rückschließen. Bei dieser Abschätzung geht man von der vereinfachten Annahme aus, dass die Reduzierung des Porenraumes im Boden dem injizierten Volumen entspricht [Byle, 2000], d. h. es kommt nicht zu Hebungen an der GOK oder an Nachbarbauwerken und auch nicht zum Ausbluten des Injektionsmittels. Im Falle von Verdichtungsinjektionen zur Hebung, ist das zusätzliche Volumen aus dem gewünschten Hebungsmaß zu berücksichtigen. Das benötigte Injektionsvolumen bezogen auf das Volumen des gesamten Verdichtungsgebietes der Maßnahme ist das sog. relative Injektionsvolumen (s. auch Tabelle 1). Dieses kann zwischen wenigen Prozent bis zu 20 % oder mehr liegen [Baker, 1985]. Das maximal mögliche relative Injektionsvolumen, bei dem es zu keinen Hebungen kommt, ist von der Korngrößenverteilung des Bodens abhängig [Al-Alusi, 1997]. Es sinkt mit zunehmendem mittlerem Korndurchmesser. Aus diesen Überlegungen ergeben sich mögliche Raster für die Verdichtungsinjektionen. Je nach Baugrundverhältnissen, gewählter Injektionsmittelrezeptur oder auch gewählter Injektionsrate ist ein enges Raster mit kleiner Injektionsmenge oder ein weites Raster mit großer Injektionsmenge je Rasterpunkt sinnvoll. Die Wahl dieser Planungsparameter beruht überwiegend auf empirischen Erkenntnissen, da Planungshilfen in Form von Berechnungsverfahren, Bemessungstabellen, genormten Injektionsmittelklassen o. ä. in der Praxis bisher keine verbreitete Anwendung finden. Bei komplexen Randbedingungen empfiehlt [Graf, 1992] in der Planung ein Versuchsfeld einzubeziehen. Hierzu wird ein begrenztes Injektionsfeld mit den vorab gewählten Planungsparametern erstellt. Anhand des Injektionsdruckes und der festgestellten Verschiebungen, z. B. an der GOK, werden die Planungsparameter für die Ausführungsphase festgelegt.

Eine Injektion wird entweder wegen des erreichten Verdichtungsziels oder wegen eines fehlerhaften Injektionsverlaufes abgebrochen. Es gibt je nach Baugrund- und Bebauungsverhältnissen unterschiedliche Abbruchkriterien, die eine dieser beiden Zustände anzeigen können. Die wichtigsten Abbruchkriterien sind:

- Überschreitung des maximalen Injektionsdruckes
- Schnelles Absinken eines hohen Injektionsdruckes um  $350 \text{ kN/m}^2$  bis  $500 \text{ kN/m}^2$  [Graf, 1992]
- Erreichen des geplanten Injektionsvolumens je Injektionsstufe
- Maximal zulässige Hebungen an der GOK oder an Bestandsbauwerken

Der maximal zulässige Injektionsdruck wird in einigen Fällen auch über die Tiefe gestaffelt festgelegt, da durch das über die Tiefe zunehmende Spannungsniveau in größeren Tiefen größere Injektionsdrücke möglich sind, ohne dass es zu ungewollten Hebungen kommt. Ein hoher Injektionsdruck deutet auf das Erreichen des Verdichtungsziels hin und ist daher ein grundlegendes Abbruchkriterium. Wird der maximale Injektionsdruck nicht erreicht, kann es vorher zu einem plötzlichen Druckabfall kommen. Dieses Verhalten deutet auf einen Grenzzustand im Boden hin und wird somit auch gelegentlich als weiteres Abbruchkriterium deklariert. Das geplante Injektionsvolumen je Injektionsstufe kann direkt aus dem festgelegten Verdichtungsziel und dem gewählten Raster abgeleitet werden. Die maximal zulässigen Hebungen sind abhängig von der bestehenden Bebauung im Einflussbereich der Maßnahme und sind vom Bauherrn oder vom Planer anzugeben [Bandimere, 1997]. Hier liegen die recherchierten Werte für die Anwendungskategorien, die nur eine Verdichtung zum Ziel haben (Kategorie 1 bis 4) zwischen 0 mm und 7 mm maximal zulässigen Hebungen an der GOK. Neben den genannten üblichen Abbruchkriterien gibt es weitere Kriterien, die auf eine fehlerhaft verlaufende Injektion hindeuten:

- Austritt des Injektionsmittels an der Bohrlochoberkante
- Unterschreiten einer Mindestinjektionsrate für einen bestimmten Injektionsdruck
- Injektionsversagen bei plötzlichem Anstieg des Injektionsdruckes infolge Verplombung
- Horizontale Grenzverschiebungen an benachbarten Bauteilen

Verdichtungsinjektionsfelder werden i. d. R. rasterartig hergestellt (s. Abbildung 9). Bei Injektionen

mit dem Ziel der Verdichtung werden üblicherweise gleichmäßige quadratische oder dreieckförmige Raster erstellt. Bei Injektionen zur Hebung wird das Raster an die vorhandene Bausubstanz angepasst. In vertikaler Richtung werden meistens monolithische Säulen, sog. Injektionssäulen, erstellt. Es gibt aber auch Fälle, bei denen die Injektionskörper in vertikaler Richtung auf Lücke hergestellt werden. Die Herstellreihenfolge unterliegt meistens den baubetrieblichen Terminzwängen, was nicht immer mit einem möglichst effizienten Verdichtungserfolg einhergeht. Häufig werden ein primäres Raster, anschließend ein dazwischen gesetztes, sekundäres und selten ein tertiäres Raster erstellt.

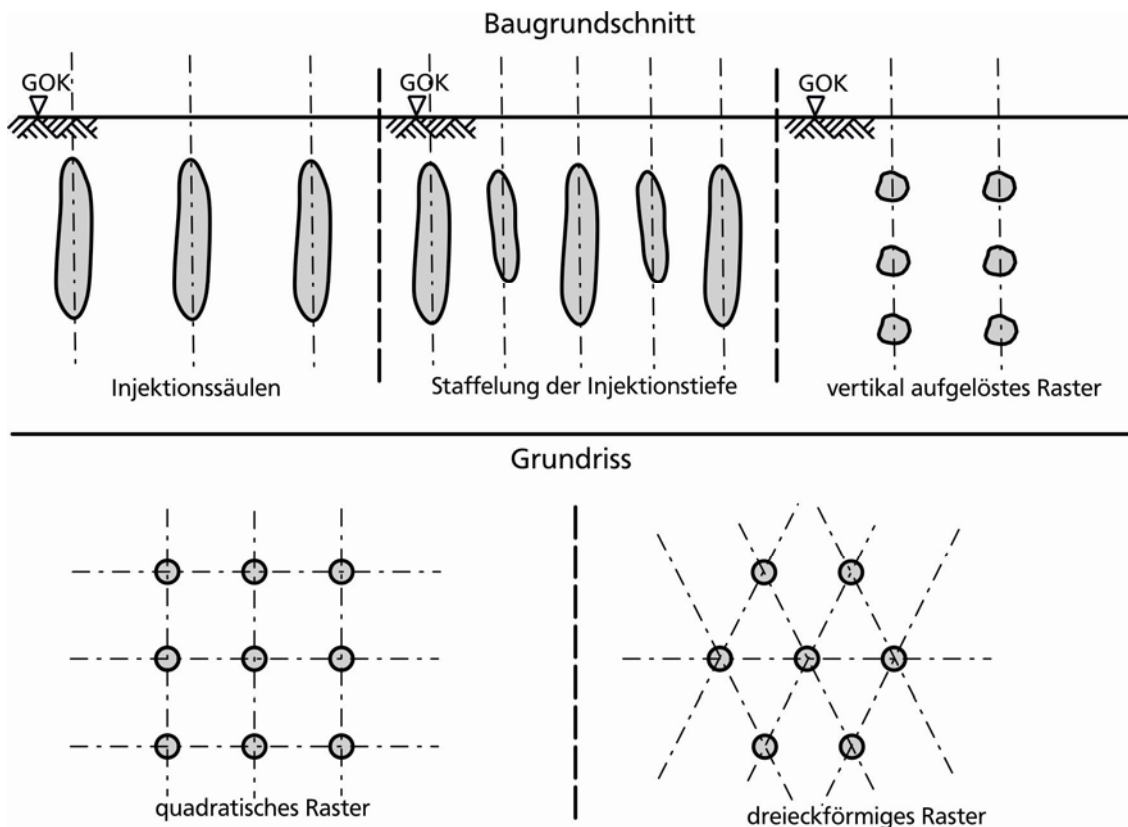


Abbildung 9: Anordnungen von Verdichtungsinjektionen [Graf, 1969]

[Byle, 2000] nennt als Faustregel für den Rasterabstand den 2fachen bis 3fachen Injektionsdurchmesser anzusetzen. Unter der Annahme eines Grenzradius um den Injektionspunkt, innerhalb welchem plastische Deformationen stattfinden, empfiehlt [El-Kelesh et al., 2001] als maximalen Injektionsrasterabstand den 2fachen Radius dieser sog. plastischen Zone (s. Abbildung 43). Hierbei geht er von der konservativen Annahme aus, dass eine Verdichtungswirkung in der elastischen Zone durch die Injektion nicht erfolgt. Die Rasterweiten in den recherchierten Projektbeispielen liegen zwischen 0,5 m und 7,1 m. Der übliche primäre Abstand liegt zwischen 2,5 m und 3,7 m [Al-Alusi, 1997], abhängig von der Mächtigkeit der zu verbessernden Schicht. Bei der Wahl des Injektionsrasters empfiehlt [Al-Alusi, 1997] ein dreieckförmiges Raster mit primären, sekundären und tertiären Rasterpunkten. Die Anzahl von primären und sekundären Injektionspunkten ist i. d. R. etwa gleich, während die Anzahl tertiärer Injektionspunkte ungefähr so groß ist, wie die Anzahl von primären und sekundären Injektionspunkten zusammen [Baker, 1985]. Der endgültige Rasterabstand, nach Einbringen von primären, sekundären und ggf. tertiären Injektionspunkten, liegt i. d. R. zwischen 1,5 m und 3,0 m [Baker, 1985], [Gebhart, 1977]. In [Stilley, 1982] wird ein endgültiger Rasterabstand von 1,8 m empfohlen. Für oberflächennahe Injektionen < 3,0 m gibt [Graf, 1992] als übliche Rasterweiten 1,2 m bis 3,0 m an. In diesem Bereich steigt nach [El-Kelesh et al., 2001] und [Graf, 1992] der Einflussradius der Injektionen über die Tiefe an, der z. B. nach Felduntersuchungen von [Wong et al., 1996] etwa dem 6fachen Radius des Injektionskörpers entspricht. Demnach kann zur Optimierung der erforderlichen Injektionsstrecke, d. h. der Gesamtlänge aller Injektionssäulen, eine

Vergrößerung des Rasters über die Tiefe bis ca. 4 m nach [El-Kelesh et al., 2001] ausgeführt werden. Auch [Byle, 2000] und [Graf, 1969] empfehlen zur Optimierung der erforderlichen Injektionsstrecke eine gestaffelte Tiefe der Injektionen, wie in Abbildung 9 skizziert. Ab einer Tiefe  $> 4$  m kann der Rasterabstand nach [Graf, 1992] konstant gewählt werden. In diesem Bereich bleibt auch der Einflussradius der Injektion konstant über die Tiefe. Als üblichen Wert gibt [Graf, 1992] für diesen Tiefenbereich 2,4 m bis 4,8 m Rasterweite an. Der optimale Rasterabstand ist ebenfalls von der Lagerungsdichte des Bodens vor der Verbesserung abhängig. In locker gelagerten Böden kann der Rasterabstand größer gewählt werden, als bei dicht gelagerten Böden, da der Injektionskörper sich in locker gelagerten Böden weiter ausdehnen kann [Graf, 1992]. Bei leichten Baustrukturen kann der Rasterabstand nach [Graf, 1992] ebenfalls größer gewählt werden als bei hochbelasteten Fundamenten (z. B. Maschinenfundamente).

Der vertikale Abstand der Injektionspunkte liegt bei vielen bisherigen Projekten bei rd. 60 cm. Ende der 1990er Jahre empfiehlt u. a. [Al-Alusi, 1997] eine Reduzierung des vertikalen Injektionsabstandes auf bis zu 30 cm. Neben der Herstellung von monolithischen Injektionssäulen beschreibt [Graf, 1992] auch Ausführungsbeispiele, bei denen vertikal die Injektionspunkte auf Lücke hergestellt wurden. Ein üblicher Rasterabstand ist hier etwa der 0,5fache horizontale Rasterabstand.

In erster Linie entscheiden, wie schon erwähnt, häufig baubetriebliche Belange über die Ausführungsreihenfolge der Verdichtungssäulen. Dennoch sollte die Reihenfolge nach [Al-Alusi, 1997] für ein optimales Verdichtungsergebnis immer von außen nach innen ausgeführt werden. Zunächst sollten die Rasterpunkte auf dem Umfang des zu verbessernden Areals injiziert werden. Bei besonders großen Arealen sind diese in Zellen zu unterteilen, deren Umfangspunkte zunächst injiziert werden. Anschließend werden das Areal bzw. die Zellen mit Primärsäulen oder zusätzlich mit Sekundär- und ggf. Tertiärsäulen aufgefüllt.

Bei locker gelagerten Böden mit einer Mächtigkeit  $> 7,5$  m unterhalb eines Bauwerks ist es nach [Graf, 1992] empfehlenswert, den Verdichtungsinjektionsbereich lateral wie in Abbildung 10 zu erweitern. Demnach ist eine Verbreiterung des Verdichtungsgebietes über die Tiefe mit einer Neigung von 2:1 i. d. R. ausreichend. Bei besonders schwierigen Verhältnissen wird eine Verbreiterung mit einer Neigung von 1:1 empfohlen.

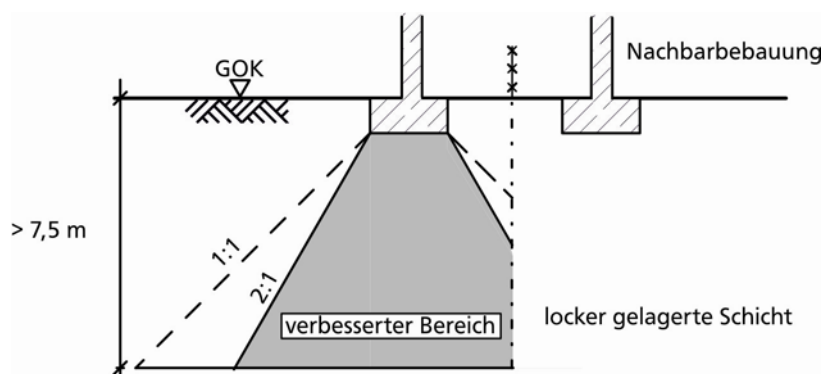


Abbildung 10: Empfohlener Verbesserungsbereich in locker gelagerten Schichten nach [Graf, 1992]

Aufgrund der Wirkung von Verdichtungsinjektionen in horizontaler Richtung ist zur Nachbarbebauung ein horizontaler Mindestabstand erforderlich. In [Brown, Warner, 1973] wird ein horizontaler Mindestabstand von 3 m zu ungesicherten Böschungen empfohlen. In [Graf, 1992] werden 3,6 m bis 4,2 m Mindestabstand zu Nachbarbauwerken mit Erddruckbeanspruchung wie Baugrubensicherungen oder Tunnelbauwerken (Abbildung 11) empfohlen. Die Zone ist oberhalb der Oberkante des Nachbarbauwerkes durch eine Fläche mit einer Neigung von 1:1,5 bis 1:1 begrenzt, um der geneigten Lastausbreitung im Boden Rechnung zu tragen.



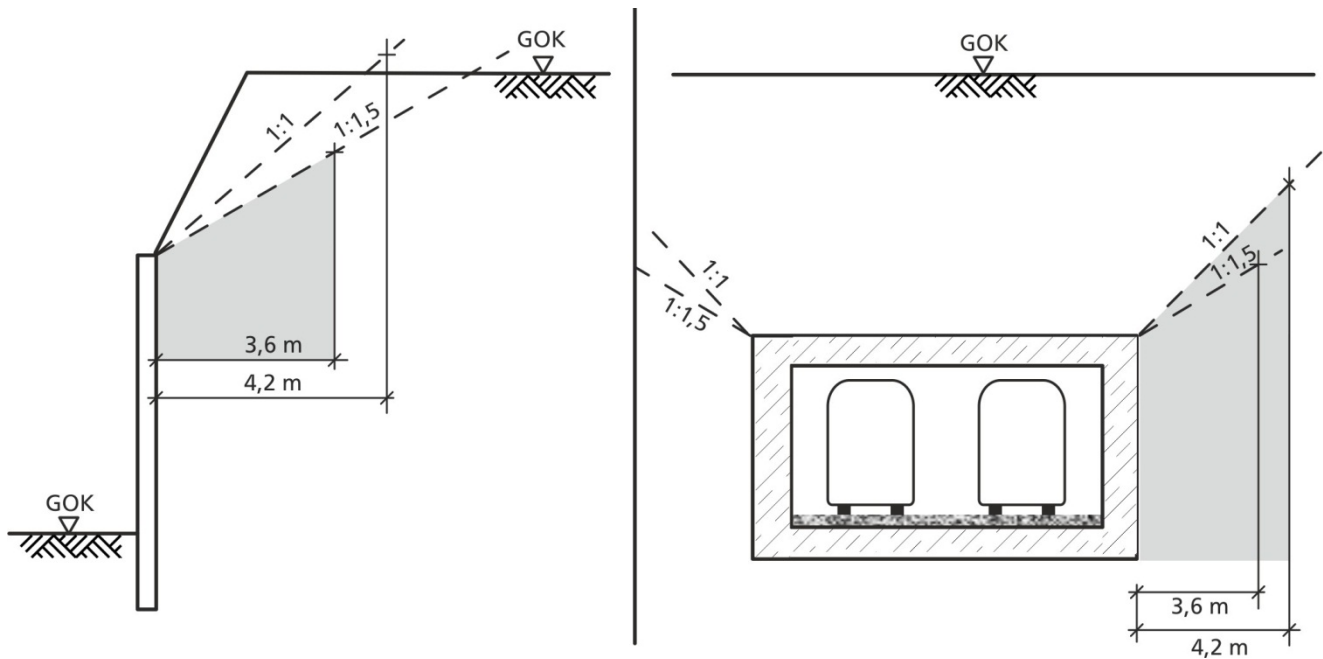


Abbildung 11: Mindestabstände zu Baugrubensicherungen und Nachbarbebauung nach [Graf, 1992]

#### 2.2.4. Ausführung

Verdichtungsinjektionen werden von oben nach unten (top-down) oder von unten nach oben (bottom-up) durchgeführt. Das top-down Verfahren wird üblicherweise im oberflächennahen Bereich, bei Verdichtungsinjektionen mit dem Ziel der Hebung (Kategorie 5 und 6) sowie als Alternative zu Unterfangungen verwendet [Byle, 2000]. Das bottom-up Verfahren bietet sich bei den Anwendungskategorien 1 bis 4 an, bei denen möglichst wenig Hebungen gewünscht sind [Bandimere, 1997]. Am häufigsten wird das bottom-up Verfahren angewendet. Hier wird die Injektionslanze zu Beginn bis auf die Endtiefe in den Boden eingebracht. Dann wird die Lanze um die sog. *Injektionsstufenhöhe* (z. B. 60 cm) gezogen und anschließend eine Injektion durchgeführt. So entsteht nach oben fortschreitend, stufenweise eine Injektionssäule. Das bottom-up Verfahren wird als höherwertiger angesehen, da keine Wiederversiegelung der Injektionssäule nötig ist und auch das Nachbohren entfällt. Bei der top-down Methode sind nach jeder Injektionsstufe ein Durchbohren des zuletzt injizierten Körpers und ein Neuansetzen des Injektionsrohres notwendig. Aus diesem Grund ist das bottom-up Verfahren kostengünstiger und wird häufiger angewendet. Es gibt auch kombinierte Methoden. In [Orense, 2008] (s. Tabelle 2) wurde zur Baugrundverbesserung unter einem Gebäude zunächst der oberflächennahe Bereich mit der top-down unter Vermeidung von Hebungen verbessert. Durch die bereits erstellten, oberflächennahen Injektionssäulen abgeschirmt, konnte anschließend der tieferliegende Teil des zu verbessernden Bereiches gut verdichtet werden.

Neben dem üblichen vertikalen Arbeitsfortschritt können auch geneigte Bohrungen bzw. Injektionen ausgeführt werden. In [Brown, Warner, 1973] wird allerdings von Neigungen  $> 20^\circ$  zur Vertikalen abgeraten. Diese Erfahrung wurde u. a. von [Salley et al., 1987] bestätigt.

Der wichtigste Herstellungsparameter bei Injektionsvorgängen ist der Injektionsdruck. Bei Verdichtungsinjektionen ergibt sich durch die innere Reibung des Injektionsmittels ein Druckverlust von der Pumpe bis zur Spitze der Injektionslanze. Diese Verluste in der Verrohrung wurden in Praxisbeispielen vereinzelt ausgewertet. In [Warner et al., 2003] wurden Druckverluste je laufenden Meter Verrohrung in Höhe von  $23 \text{ kN/m}^2$  bei 51 mm und  $10 \text{ kN/m}^2$  bei 76 mm Verrohrungsdurchmesser festgestellt. [Shuttle, Jefferies, 2000] nahmen für eine Verrohrung mit 76 mm Durchmesser einen vergleichbaren Wert von  $11 \text{ kN/m}^2$  Druckverlust je laufenden Meter an.

Der Druckverlust hängt nicht nur von der Verrohrungsgeometrie ab, sondern ist auch proportional abhängig von der Injektionsrate [Francescon, Twine, 1992] und von der inneren Reibung des Injektionsmittels. Wasser hat zum Vergleich nur einen Druckverlust von deutlich unter 1 kN/m<sup>2</sup> je laufenden Meter Verrohrung.

Nach [ASCE, 2010] ist der Anteil des Druckverlustes in der Verrohrung im Verhältnis zum Injektionsdruck klein und kann durch einen einfachen Abschlag berücksichtigt werden. Das Verhältnis zwischen dem Pumpdruck und dem Druck der an den Boden abgegeben wird, dem Injektionsdruck, sollte nach [Bandimere, 1997] zwischen 2,5 und 1,0 liegen. Je nach Randbedingungen wird ein Injektionsdruck i. W. zwischen 1000 kN/m<sup>2</sup> und 7000 kN/m<sup>2</sup> erreicht [Baker, 1985]. In [Brown, Warner, 1973] wird für oberflächennahe Injektionen bis 1,8 m Tiefe ein maximaler Injektionsdruck von 350 kN/m<sup>2</sup> bis 1700 kN/m<sup>2</sup> und bei tiefen Injektionen > 6 m Tiefe von  $\geq 3500$  kN/m<sup>2</sup> angegeben. [Graf, 1992] berichtet zusätzlich, dass Injektionsdrücke von 2750 kN/m<sup>2</sup> bis 3500 kN/m<sup>2</sup> bei Injektionstiefen von 6 m bis 9 m unter Gelände üblicherweise erreicht werden können. In den recherchierten Anwendungsfällen (Tabelle 1 bis Tabelle 6) und Versuchsfeldern (Tabelle 10) der maximale Wert bei 8000 kN/m<sup>2</sup> [El-Kelesh, Matsui, 2003]. Nach [Al-Alusi, 1997] sind die maximalen Injektionsdrücke bei grobkörnigeren Böden größer als bei feinkörnigeren Böden.

Anhand des Injektionsdruckverlaufes kann man auf die Beschaffenheit des Bodens rückschließen [Brown, Warner, 1973]. Bei einem gleichmäßigen Druckverlauf über die Injektionsdauer kann von homogenen, hingegen bei einem stark schwankenden Verlauf von einem heterogenen Boden ausgegangen werden. Die Differenz zwischen dem Peak im Druckverlauf über die Zeit und der Relaxation gibt einen Hinweis auf das Maß der Verdichtung des Bodens. Wenn diese Differenz abnimmt oder der Druckverlauf sich dem Grenzdruck (Abbruchkriterium) nähert ist die Injektionsrate zu verringern [Graf, 1992]. Die meisten grobkörnigen Böden weisen einen stetigen Anstieg des Injektionsdruckes über die Zeit auf [Baker, 1985]. Vor allem bei Grobsand oder Kies kann es durch starkes Ausbluten des Injektionsmittels zu einer Verplombung an der Spitze der Injektionslanze kommen. Die dadurch gemessenen, hohen Drücke können fälschlicher Weise zu dem Schluss führen, dass eine ausreichende Verdichtung erreicht wurde, [Byle, 2000]. Ein stagnierender Anstieg oder plötzlicher Abfall des Injektionsdruckes deutet auf Hebungen an der Geländeoberfläche oder auf Hohlraumverfüllungen im Untergrund hin [Warner, 1982]. Prinzipiell kann sich demnach der Verlauf des Injektionsdruckes über den Zeitraum der Injektion auf drei verschiedene Arten entwickeln. In Abbildung 12 sind diese drei verschiedenen, prinzipiellen Druckverläufe dargestellt.

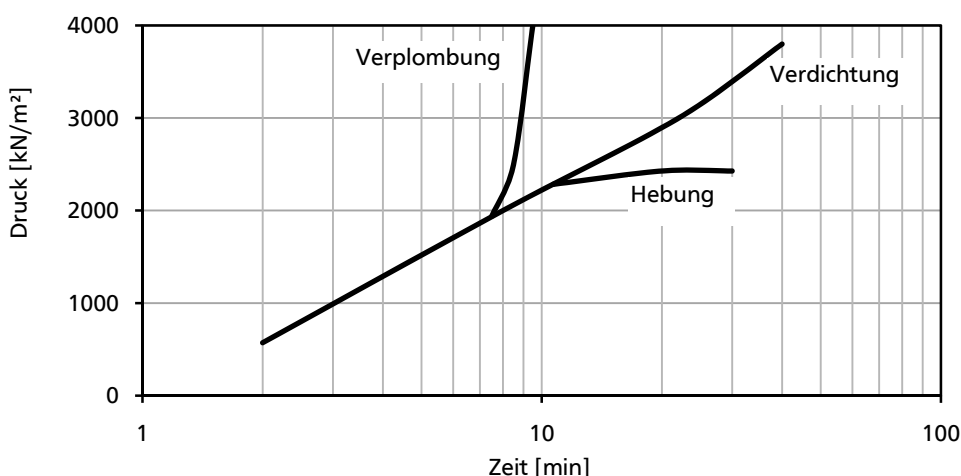


Abbildung 12: Typische Injektionsdruckverläufe nach [Baker, 1985]

Aufgrund von gesammelten Erfahrungen empfiehlt [Baker, 1985] den maximalen Injektionsdruck etwa 700 kN/m<sup>2</sup> unter dem Druck auszuführen, der eine Verplombung zur Folge hätte. Kontrolliert werden

---

kann der Injektionsdruck durch die Injektionsrate, d. h. die Menge an Injektionsgut, die pro Zeiteinheit in den Boden injiziert wird [Brown, Warner, 1973]. Bleibt der Druck über längere Zeit konstant, kann die Rate stetig erhöht werden. Steigt der Druck jedoch zu schnell an, wird die Injektionsrate verringert. Liegt der Anstieg etwa bei 55 kN/m<sup>2</sup> pro Minute, ist die gewählte Injektionsrate optimal [ASCE, 2010]. Mögliche Injektionsraten für Verdichtungsinjektionen liegen zwischen 7 l/min und 100 l/min. Bei einzelnen Projekten wurden auch Injektionsraten > 100 l/min ausgeführt [Chastanet, Blakita, 1992] (Tabelle 1). Übliche Werte liegen zwischen 30 l/min und 60 l/min [ASCE, 2010]. Grundsätzlich ist die Injektionsrate für Böden mit niedriger Konsistenz hoch und für Böden mit hohem Reibungswiderstand niedrig [Al-Alusi, 1997]. Die ausführbare Injektionsrate ist abhängig vom Sättigungsgrad und von der Durchlässigkeit des anstehenden Bodens [Bandimere, 1997]. In wasserungesättigtem Boden ist es nicht notwendig, die Injektionsrate zu limitieren. Im wassergesättigten Boden hingegen ist die Injektionsrate durch die Durchlässigkeit des Bodens begrenzt [Al-Alusi, 1997]. Alternativ kann ein wenig durchlässiger Boden mit Drainagehilfen versehen werden, um die mögliche Injektionsrate zu erhöhen und damit auch die Baukosten zu optimieren.

Die Injektionsmenge ist von der Injektionsrate und auch von der Bodenart des zu verbessernden Bodens abhängig. Kleinere Injektionsraten bzw. feinkörnigere Böden ergeben größere Injektionsmengen. In den recherchierten Projektbeispielen (Tabelle 1 bis Tabelle 6) wurden zur Vergleichbarkeit alle Angaben zum Injektionsvolumen auf den laufenden Meter Injektionstiefe bezogen. Demnach ist ein üblicher Wert rd. 600 l/lm. Im Falle einer zylinderförmigen Ausdehnung entspricht das einer Säule mit rd. 80 cm Durchmesser.

Bei einer horizontalen Wechsellagerung mit unterschiedlich tragfähigen Bodenschichten sollten zunächst die weniger tragfähigen Schichten injiziert werden bis ihre Tragfähigkeit etwa derer der besser tragfähigen Schichten entspricht [Al-Alusi, 1997]. Dadurch kann ein Entweichen des Injektionsmittels von der besser tragfähigen in die weniger tragfähige Schicht vermieden werden.

Die Injektionsvorgänge sollten durch ein ausführliches Monitoring dokumentiert werden. Hierbei werden der Injektionsdruck, das –volumen und die –rate für den gesamten Arbeitsablauf notiert. Diese und weitere Maßnahmen zur Qualitätskontrolle sind im folgenden Kapitel 2.2.5 beschrieben.

### **2.2.5. Qualitätskontrolle**

Verdichtungsinjektionen werden seit den ersten Anwendungen in den 1950ern mit einem minimalen Aufwand an Qualitätskontrollen ausgeführt. Daher sind bis heute nur wenige Daten über Qualitätskontrollen verfügbar [Bandimere, 1997]. Erschwerend kommt hinzu, dass der Nachweis des Verdichtungserfolges in-situ einen weiten Schwankungsbereich aufweisen kann. Beispielsweise in [Graf, 1992] wird darauf hingewiesen, dass locker gelagerte Böden durch Verdichtungsinjektionen nicht zu Böden mit einer homogenen, größeren Dichte verbessert werden, da die Verdichtung radial an expliziten Stellen ausgeführt wird. Generell ist die Analyse des Ausführungsergebnisses schwieriger als bei anderen Verfahren [Brown, Warner, 1973].

Die Qualitätskontrollen von Verdichtungsinjektionen beinhalten die Überwachung der Injektionsmitteleigenschaften vor der Herstellung, Hebungsmessungen und das Monitoring zur Kontrolle des Injektionsvorganges während der Maßnahme sowie den Nachweis des Verdichtungserfolges nach Fertigstellung eines Injektionsfeldes (s. Abbildung 13).

Vor der Injektionsmaßnahme, ist die Eignung des Injektionsmittels zu kontrollieren. Die wichtigste Eigenschaft des Injektionsmittels ist das Setzmaß. In Deutschland erfolgt die Ermittlung über [DIN(EN)12350-2]. Bei zu hohen Werten können diese durch Zirkulieren des Gemisches durch Pumpe und Schlauch herabgesetzt werden. Anschließend ist das Setzmaß erneut zu kontrollieren und der Vorgang ggf. zu wiederholen bis ein zulässiger Wert nachgewiesen ist [Graf, 1992]. Zusätzlich wird die

Druckfestigkeit des Injektionsmittels nach [DIN(EN)196-1] ermittelt. Im Rahmen des Monitoring während des Injektionsvorganges werden der Injektionsdruck, die Injektionsrate und das Injektionsvolumen kontinuierlich aufgezeichnet. Bei moderner Ausstattung erfolgt diese Aufzeichnung einschließlich umgehender Auswertung mittels EDV.

Als Nachweis des Verdichtungserfolges werden üblicherweise vor und nach dem Herstellen der Säulen Standard Penetration Tests oder der Spitzenwiderstand aus Drucksondierungen (engl.: Cone Penetration Tests) verglichen, [El-Kelesh, Matsui, 2003]. Darüber hinaus können auch schwere Rammsondierungen (DPH) Bohrlochaufweitungsversuche (PMT, DMT) oder seismische Methoden angewendet werden (s. Tabelle 9). Nach [Graf, 1992] haben sich SPT nicht als zufriedenstellend zur Qualitätskontrolle erwiesen. [Graf, 1992] empfiehlt die Durchführung von CPT vor und nach der Maßnahme. Die Untersuchungspunkte der CPT nach der Verdichtung sind dabei so zu wählen, dass diese im Zentrum zwischen den Rasterpunkten liegen. Bei der Auswertung ist zu beachten, dass diese Stellen vermutlich den kleinsten Verdichtungserfolg aufweisen. Zur Quantifizierung des Verdichtungserfolges werden Bodenkennwerte wie die Lagerungsdichte oder auch der Steifemodul bestimmt. Hierfür gibt es je nach Bodenart verschiedene Korrelationen mit den Sondiererergebnissen wie z. B. in [Robertson, Campanella, 1984] für den Dilatometerversuch in verfüssigungsfähigen Böden. Teilweise sind diese Korrelationen in den Normen der Sondierverfahren (s. Tabelle 9) als standardisierte Auswertungsmethoden enthalten.

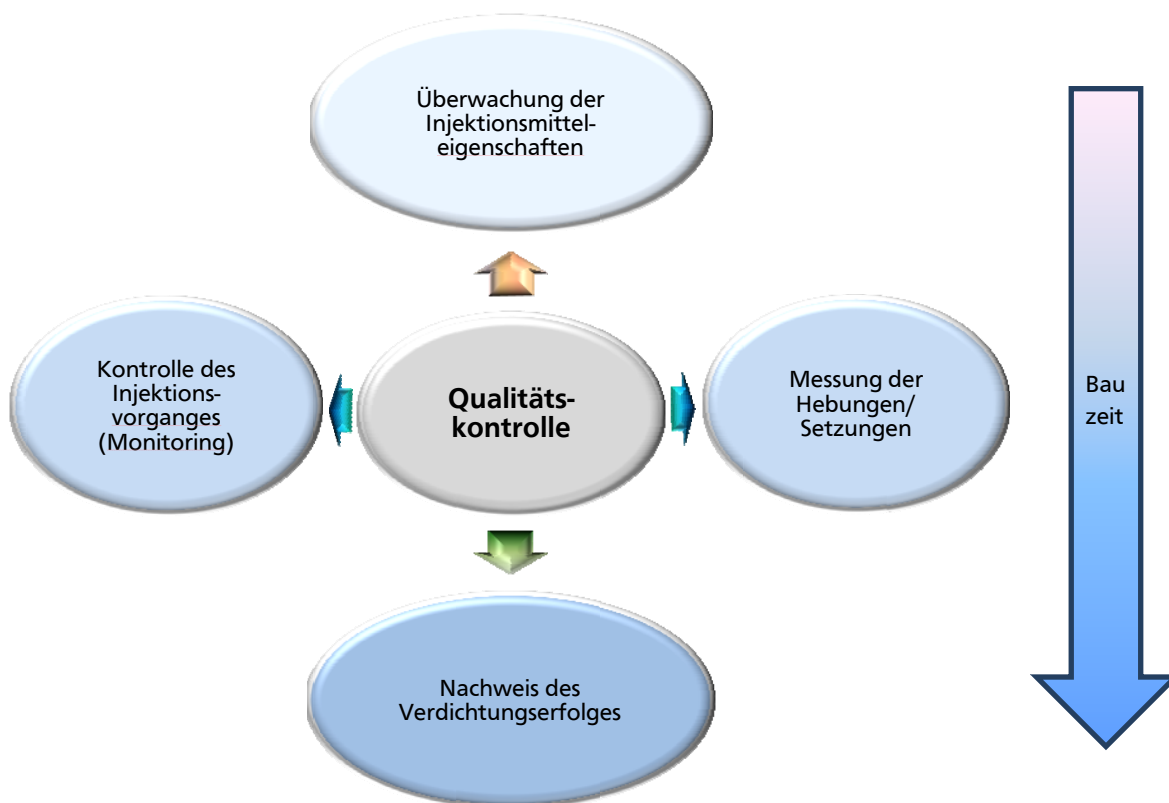


Abbildung 13: Phasen der Qualitätssicherung

Neben dem Nachweis des Verdichtungserfolges mittels Sondierungen kann durch das injektionsbegleitende Monitoring auf den Verdichtungsgrad rückgeschlossen werden. [Byle, 2000] nennt in diesem Zusammenhang die Zunahme der Injektionsdrücke von Primär- zu Sekundärsäulen. Eine standardisierte Korrelation zwischen Verdichtungsgrad und Injektionsdruck gibt es bisher jedoch nicht. Für große Projekte empfiehlt [Byle, 2000] daher, bei der Qualitätssicherung eine periodische Überprüfung der Injektionsvorgänge, um erforderlichenfalls Anpassungen bzw. Optimierungen z. B. bei den Abbruchkriterien vornehmen zu können.

Hebungen der Geländeoberfläche oder der Nachbarbauwerke sind ein wesentliches Abbruchkriterium. Daher ist jeder Injektionsvorgang durch kontinuierliche Hebungsmessungen, i. d. R. durch geodätische Messungen, zu überwachen. Alternativ können Schlauchwaagensysteme eingesetzt werden.

In der Tabelle 9 sind die Methoden zur Qualitätskontrolle ggf. mit Hinweis auf die gültigen nationalen Normen oder sonstige Literaturstellen zusammengefasst.

Tabelle 9: Methoden der Qualitätskontrolle

Ziel	Verfahren	Norm/Quelle
Dokumentation des Verdichtungserfolgs	Drucksondierung, ( <i>engl. Cone Penetration Test, CPT</i> ) Messung von Spitzenwiderstand und lokaler Mantelreibung	[DIN4094-1]
	Bohrlochrammsondierung, ( <i>engl. Standard Penetration Test, SPT</i> ) Anzahl der Schläge über definierte Eindringtiefe in einem Bohrloch	[DIN4094-2]
	Rammsondierung, ( <i>engl. Dynamic Probing, DPL, DPM, DPH</i> ) Anzahl der Schläge über definierte Eindringtiefe	[DIN4094-3]
	Borhlochaufweitungsversuch, (Pressiometer, Dilatometer) Aufweitung einer Bohrlochwandung bei vorgegebenem Druck	[DIN4094-5]
	Seismische Methoden Ausdehnung seismischer Wellen im Boden	[Byle et al., 1991]
Kontrolle und Steuerung des Injektionsvorgangs	Injektionsdruck Messung während der Injektion	-
	Injektionsmenge Messung während der Injektion	-
	Injektionsgeschwindigkeit Messung während der Injektion	-
	geodätische Messungen Messung der vertikalen Verschiebung	[DIN4107-1]
Hebungskontrolle	Schlauchwaagensysteme	
Qualitätskontrolle Injektionsmaterial	Kontrolle der Injektionsmitteleigenschaften i.W. Druckfestigkeit und Setzmaß	[DIN(EN)196-1] [DIN(EN)12350-2]

## 2.3. Beispiele für in-situ Versuchsfelder

### 2.3.1. Versuchsfelder in der Baupraxis

Im Rahmen der Planung von Verdichtungsinjektionen werden Versuchsfelder hergestellt, um vorab gewählte Herstellungsparameter bzw. Abbruchkriterien und die gewählte Injektionsmittelrezeptur zu testen und ggf. zu optimieren. Die vielfältigen Einflüsse verschiedener Baugrundverhältnisse und baulicher Randbedingungen sowie geringe Erfahrungswerte machen Versuchsfelder zu einem unverzichtbaren Planungsinstrument bei vielen größeren Baumaßnahmen. Ein übliches Versuchsfeld ist flächig angeordnet und umfasst zwischen 10 und 30 Injektionssäulen. Dadurch können hinreichend genaue Aussagen z. B. über die Gruppenwirkung und Herstellreihenfolge der Injektionssäulen getroffen werden. Je nach Projektbedingungen können aber auch deutlich größere Versuchsfelder sinnvoll sein, wie z. B. beim Pinopolis West Dam, South Carolina in Tabelle 10.

Häufig wird bei der Ausführung von in-situ Versuchsfeldern die Eignung konkurrierender Baugrundverbesserungsverfahren verglichen, wie z. B. beim IKEA Logistikzentrum Dortmund. Hier

wurden die Verfahren Rüttelstopfverdichtung, Poreninjektion und Verdichtungsinjektion [Köppen, 2003] miteinander verglichen. Dieses Projektbeispiel wird im Rahmen dieser Arbeit nachgerechnet und ist in Kapitel 6.1. detailliert beschrieben.

Die messtechnische Überwachung der Versuchsfelder muss alle relevanten Größen erfassen. So ist z. B. bei der Verbesserung tiefliegender Schichten nicht nur die Hebung an der GOK von Interesse, sondern auch die Hebungen an der Oberfläche der zu verbessernden Schicht, um die Verdichtungswirkung genau beurteilen zu können [Salley et al., 1987]. Beim Pinopolis West Dam (Tabelle 10) einem 21,3 m hohen Großdamm in South Carolina, wurde eine 1,2 m bis 2,4 m dicke, sehr locker gelagerte Sandschicht am Fuß des Dammes mit Verdichtungsinjektionen zur Reduzierung des Verflüssigungspotenzials (Kategorie 2) stabilisiert. Um größere Injektionsdrücke ausführen zu können, wurde der Bereich mit 6,1 m überschüttet. Die Hebungen wurden auf der Arbeitsebene und auf der Oberfläche der verbesserten Sandschicht kontrolliert. Als Abbruchbedingungen wurden Injektionsvolumen, -druck und Hebungen angesetzt. Mittels vier hintereinander ausgeführter Versuchsfelder konnten die Herstellungparameter und Abbruchkriterien optimiert werden. Wichtig für den kontinuierlichen Verdichtungserfolg ist eine möglichst gleichmäßige Verteilung der Injektionsvolumina auf alle Rasterpunkte. Bei der Bauausführung war das maßgebende Abbruchkriterium für die Primärsäulen das Injektionsvolumen, für die Sekundärsäulen der Injektionsdruck oder das Injektionsvolumen und für die Tertiärsäulen der Injektionsdruck oder die Hebungen [Baez, Henry, 1993]. Dies ist ein Beleg für eine schrittweise Verdichtung von der Fertigstellung der Primärsäulen bis zu den Tertiärsäulen. Für die erfolgreiche Optimierung der Maßnahme mussten 175 Injektionssäulen in vier Versuchsfeldern hergestellt werden (Tabelle 10).

Teilweise ist es notwendig, mehrere Versuchsfelder anzuordnen, wenn mehrere Bodenschichten verbessert und/oder einzelne Parameter, wie die Rasterweite variiert werden sollen [Mejia, Boulanger, 1995]. Für ein Gebäude entlang des Sacramento River, wurden eine Schluffschicht von 11,5 m u. GOK bis 14,5 m u. GOK und eine Sandschicht von 14,5 m u. GOK bis 23 m u. GOK verbessert. Hierzu wurden zwei dreieckförmige Versuchsfelder mit unterschiedlichen Rasterweiten angelegt (s. Tabelle 10). Die Verbesserung wurde mit SPT und mit CPT festgestellt. In beiden Schichten war der Sondierwiderstand bei dem engeren Raster je nach Sondierverfahren um Faktor 1,13 bis 1,28 beim Sand und 1,25 bis 1,5 beim Schluff größer als beim weiteren Raster. Bei dieser großen Schwankungsbreite sind die Sondierergebnisse eher ein qualitativer als quantitativer Beleg für die Verbesserung. Hinzu kommt bei diesem Projekt, das bedingt durch das Konsolidierungsverhalten des Bodens etwa 30 % der Verbesserung nach 18 Monaten wieder zurückgegangen waren. In [Mejia, Boulanger, 1995] wird das durch eine laterale Entspannung über die Zeit erklärt.

Tabelle 10: Versuchsfelder in der Baupraxis

Versuchsfeld [Quelle]	Kategorie	Versuchsaufbau Rasterart	Anzahl der Ansatzpunkte	Rasterweite [m]
IKEA Logistikzentrum Dortmund [Köppen, Priggert, 2002]	1 / 4	Ein quadratisches Testfeld auf dem Baufeld	16	2,0
Pinopolis West Dam in South Carolina [Salley et al., 1987] [Baker, 1985]	2	4 quadratische Testfelder mit Überschüttung für ausreichende Überdeckungslasten, Feld 4 mit geneigten Injektionsbohrungen	175	3,7 (primär) 2,6 (sekundär) 1,8 (tertiär)
Gebäude entlang des Sacramento River [Mejia, Boulanger, 1995] [Boulanger et al., 1993]	2	2 dreieckförmige Testfelder jeweils für Sand- und Schluffschicht mit je 2 relative Injektionsvolumen	16 und 12	2,7 und 2,0

**Legende:** quad. = quadratisch / dreie. = dreieckförmig



### 2.3.2. Forschungsversuchsfelder

Die Durchführung und Ergebnisauswertung von Versuchsfeldern kann immer auch grundlegende Erkenntnisse über Verdichtungsinjektionen liefern, wie das letzte Beispiel in [Mejia, Boulanger, 1995] zeigt. Neben den projektbezogenen Versuchsfeldern wurden seit Beginn der Anwendung von Verdichtungsinjektionen auch vereinzelt Forschungsversuchsfelder auf Sandboden angelegt. Hier wurden verschiedene Aspekte der Verdichtungsinjektionen gezielt untersucht. Eine Übersicht der dabei untersuchten Parameter ist in der nachfolgenden Abbildung 14 dargestellt.

	Rasterabstand	Durchmesser Säulen	Herstellreihenfolge	Injektionsrate	Verbesserungsfaktor	Injektionsmittel	Boden	Injektionsrohr
Denver [Brown, Warner, 1973]				X		X		X
San Diego [Warner et al., 1992]				X		X		
Paris [Iagolnitzer, 1999]					X			
Tokyo [El-Kelesh, Matsui, 2003]	X	X	X				X	
Pennsylvania [Miluski, Bonita, 2012]				X		X		

Abbildung 14: Untersuchte Parameter bei Forschungsversuchsfeldern

In [Brown, Warner, 1973] wurden erste grundlegende Beobachtungen bei oberflächennahen Verdichtungsinjektionen in schluffigem Sand auf einem Versuchsfeld in Denver gemacht. Die einzelnen Injektionssäulen wurden in einem quadratischen Raster mit einer Rasterweite von 3,0 m angeordnet (s. Abbildung 15).

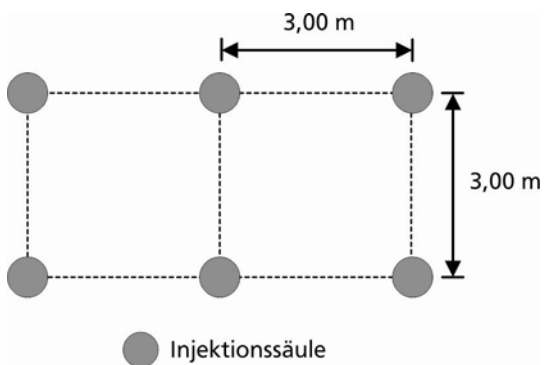


Abbildung 15: Lageplan Versuchsfeld [Brown, Warner, 1973]

Insgesamt wurden sechs Injektionssäulen, bis zu einer Tiefe von 3,0 m, hergestellt. Es wurde die maximale Injektionsmenge, der benötigte Injektionsdruck, die Injektionsrate und die Ausbildung der Injektionssäule untersucht. Ziel dieser Untersuchung war es, die ideale Konsistenz des Injektionsmittels sowie die effektivste Anordnung der Injektionspunkte, in Bezug auf den Verdichtungsgrad des Bodens, zu ermitteln. In diesem Zusammenhang wurde auch der Einflussradius einer Injektionssäule untersucht. Als übergeordnetes Abbruchkriterium galt der Austritt von Injektionsmittel an der Bohrlochoberkante. Als weiterer Schritt wurden zusätzliche Bohrungen abgeteuft und die Injektionsrohre einzementiert. Die Injektionssäulen bildeten sich bei den einzementierten Ansatzpunkten als unebene Säulen mit einem Durchmesser  $d > 30$  cm aus. Bei nicht einzementiertem

Injektionsrohr bildeten sich kompakte Injektionskörper aus, solange das Setzmaß des Injektionsmittels kleiner 200 mm war. Bei einem Setzmaß von 200 mm trat Injektionsmittel an der Bohrlochoberkante aus. Ein höherer Injektionsdruck sowie eine größere Injektionsmenge wurden bei den einzementierten Injektionsrohren erreicht. Die größte Verdichtung sowie die größte injizierte Injektionsmittelmenge wurde mit einer sehr steifen Konsistenz des Injektionsmittels erreicht. Es wurde festgestellt, dass die injizierbare Menge je Ansatzpunkt signifikant mit der Konsistenz des Injektionsmittels zusammenhängt. Je steifer das Injektionsmittel je geringer die Injektionsrate, desto größer die injizierbare Menge (vgl. S. 23). Durch diese Beeinflussungsoptionen der injizierbaren Menge kann der Verdichtungsgrad des zu verbessernden Bodens gezielt gesteuert werden. Weiter wurde festgestellt, dass relativ hohe Injektionsdrücke bei verhältnismäßig geringen Injektionstiefen aufgebracht werden mussten. Das injizierte Material neigt dazu, sich als kugel- bis zylinderförmiger, kompakter Körper im Boden auszubilden.

Weitere grundsätzliche Erkenntnisse wurden aus dem Forschungsversuchsfeld in San Diego [Warner et al., 1992] gezogen. Hier wurden der Mechanismus von Verdichtungsinjektionen in einem Fein- bis Mittelsand und der Einfluss der Fließeigenschaften des Injektionsmittels auf die Verdichtungswirkung erforscht. Insgesamt wurden 18 Injektionssäulen linienförmig angeordnet, und in einem Abstand von 2,1 m bis zu einer Tiefe von 2,4 m hergestellt. Das Injektionsrohr wurde jeweils vor Beginn einer Injektion um 60 cm gezogen (Abbildung 16).

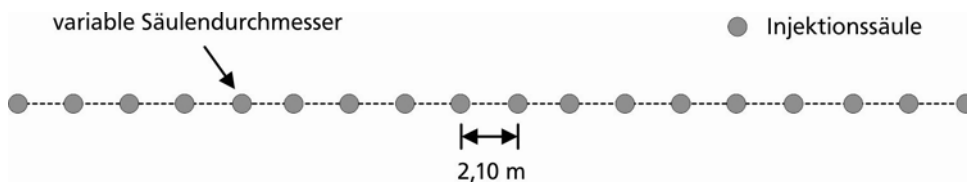


Abbildung 16: Lageplan Versuchsfeld [Warner et al., 1992]

Bei den insgesamt 18 Injektionssäulen wurden drei verschiedene Injektionsmittelzusammensetzungen (Setzmaße von 0 mm, 50 mm und 100 mm) und drei verschiedene Injektionsraten (30 l/min, 60 l/min und 130 l/min) angewendet. Nach der Injektion wurden die Säulen ausgegraben und in Bezug auf ihre Ausdehnung, ihre ausgebildete Form und die Veränderung des anstehenden Bodens untersucht. Alle Injektionskörper bildeten sich symmetrisch in drei typischen Formen aus. Radial symmetrische Körper, Körper mit vier unter 90° angeordneten Flügeln und Körper mit zwei unter 180° angeordneten Flügeln. Es wurde festgestellt, dass die Verdichtungswirkung mit dem Kiesanteil steigt und mit der Steigerung der Injektionsrate fällt. Aufgrund der Ergebnisse werden in [Warner et al., 1992] ein Kiesanteil von 30 % und Injektionsraten unter 40 l/min empfohlen.

Das Versuchsfeld in Paris von [Iagolnitzer, 1999] wurde durchgeführt, um die Ergebnisse aus einem numerischen Berechnungsverfahren mit Felddaten vergleichen zu können (s. Kapitel 3.5.2). Ziel dieses Großversuchs war es, die Veränderung des Setzungsverhaltens infolge Verdichtungsinjektionen zu ermitteln. Dazu wurden die Setzungen aus Probelastungen auf verbessertem und auf nicht verbessertem Boden verglichen. Die Injektionssäulen wurden in einem dreieckförmigen Raster angeordnet. Die genauen Daten sowie die Reihenfolge der Ausführung der einzelnen Injektionssäulen, sind Abbildung 17 zu entnehmen. Es wurde ein Versuchsfeld angelegt, mit einer zu verbessernden Schicht, bestehend aus einem 3,0 m dicken, möglichst locker, homogen und lagenweise eingebrachten Feinsand. Die Feinsandschicht wurde mit einer 2,0 m hohen Schicht von Aushubmaterial überdeckt. Es wurde in Injektionsstufenhöhen von 25 cm verpresst. Als Abbruchkriterien wurden Hebungen an der Oberfläche, ein maximales Injektionsvolumen von 60 l/Schicht bei den Injektionssäulen 1 bis 5 und 70 l/Schicht bei den übrigen Säulen sowie ein maximaler Injektionsdruck an der Pumpe in Abhängigkeit von der Tiefe festgelegt. Zum Abtrag der Probelasten in den Boden wurden insgesamt 4 Verpressanker eingebracht. Diese hatten eine Länge von 15 m. Bei insgesamt 144 Injektionspunkten war nur 21mal der Druck das maßgebende Abbruchkriterium. Als Mittelwert der Setzungen ergaben sich Werte von 7,2 cm auf dem nicht verbesserten und 1,8 cm auf dem verbesserten Boden. Dies



entspricht einem *Verbesserungsfaktor* von 4,0. Zusätzlich wurden Pressiometerversuche (s. Tabelle 9) zur Feststellung der Verdichtungswirkung durchgeführt. Hieraus ergaben sich Verbesserungsfaktoren von 1,86 bzw. 1,50. Die Differenz zwischen den Verbesserungsfaktoren aus den gemessenen Setzungen und aus den Pressiometerversuchen wird mit der tragenden Wirkung der Injektionssäulen erklärt. Ebenso dürfte die Position des Pressiometerversuches eine Rolle spielen. Es ist üblich, die Sondierungen zur Ermittlung der Verbesserung in der Mitte zwischen Verdichtungsinjektionen durchzuführen. Hier ist die Verdichtungswirkung am geringsten, d. h. die ermittelten Verbesserungen an diesen Stellen sind Minimalwerte des gesamten Feldes.

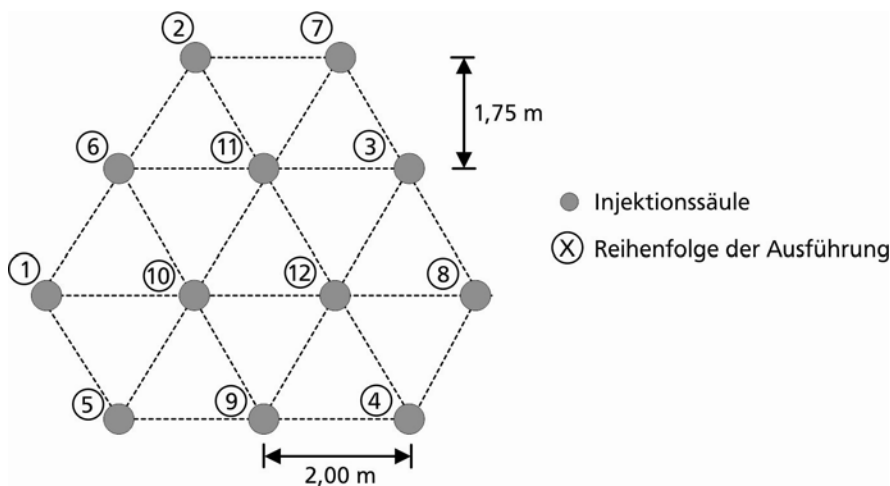


Abbildung 17: Lageplan Versuchsfeld [Iagolnitzer, 1999]

In [El-Kelesh, Matsui, 2003] wurde der Einfluss auf Verdichtungsinjektionsmaßnahmen durch Baugrund- und Injektionsparameter auf einem Versuchsfeld beim Tokyo International Airport untersucht. Die Felduntersuchungen wurden durch SPT begleitet, die im Anfangszustand und im verbesserten Zustand des Baugrundes zur Ermittlung des Verdichtungsgrades durchgeführt wurden.

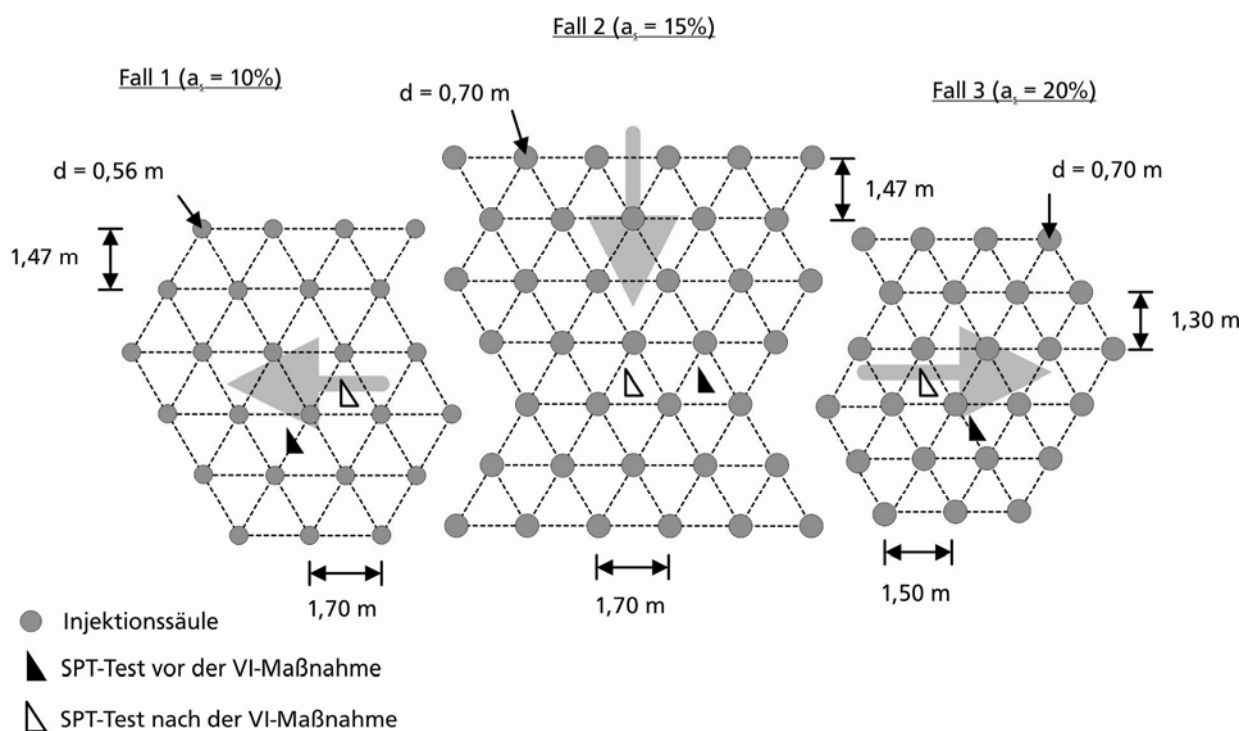


Abbildung 18: Lageplan Versuchsfeld [El-Kelesh, Matsui, 2003]

Das Versuchsfeld bestand aus 87 Injektionssäulen, die in drei Bereichen mit variierendem Raster, Säulendurchmesser und Herstellreihenfolge injiziert wurden. Die genaue Anordnung ist in Abbildung 18 dargestellt. Die Arbeitsrichtungen in Abbildung 18 sind mit einem Pfeil gekennzeichnet. Die Injektionssäulen wurden in grobkörnigem Boden mit variierendem Schluffkornanteil eingebracht. So konnte der Einfluss der Korngrößenverteilung auf Verdichtungsinjektionsmaßnahmen untersucht werden. Aus den gewählten Säulendurchmessern und Rastern für die drei Bereiche ergeben sich als relative Injektionsvolumina  $a_s = 10\%$ ,  $15\%$  und  $20\%$ . Demnach wurden  $10\%$  bis  $20\%$  Porenvolumen im Boden durch Injektionsmittel ersetzt (vgl. S. 7), was im üblichen Schwankungsbereich von Baugrundverbesserungen mittels Verdichtungsinjektionen liegt. Das geplante relative Injektionsvolumen konnte nicht überall erreicht werden. Im gröberen Boden wurde das geplante relative Injektionsvolumen tw. um über  $5\%$  unterschritten. Somit ergab sich ein Verhältniswert zwischen erreichtem relativen Injektionsvolumen und geplantem relativen Injektionsvolumen. Dieser Wert quantifiziert die Injizierbarkeit eines Bodenbereiches. Für ein Feld wurde eine eingrenzende Herstellreihenfolge durchgeführt. Die anderen beiden Felder wurden mit nicht eingrenzender Herstellreihenfolge ausgeführt. Je nach Herstellreihenfolge wurden unterschiedliche Abhängigkeiten festgestellt. Das erreichte relative Injektionsvolumen hängt von den Baugrundparametern des unverbesserten Baugrundes ab. Für eine nicht eingrenzende Herstellreihenfolge mit begrenztem Injektionsdruck bei  $8000 \text{ kN/m}^2$  werden die geplanten relativen Injektionsvolumina bei einem Feinkornanteil  $> 40\%$  erreicht, bei einem mittleren Korndurchmesser  $d_{50} < 0,1 \text{ mm}$  und bei einer Schlagzahl von  $N < 9$  bei Sondierung mittels SPT; d. h. feinkörnigere und deformationsintensivere Böden haben eine größere Injizierbarkeit bzw. das geplante relative Injektionsvolumen wird eher erreicht. Für andere Baugrundparameter steigt das erreichte relative Injektionsvolumen mit steigendem Feinkornanteil, mit fallendem  $d_{50}$ -Wert und mit fallender Schlagzahl  $N$ . Die Verbesserung der Baugrundtragfähigkeit bei den Bereichen mit nicht eingrenzender Herstellreihenfolge wurde über die Differenz der  $N$ -Werte aus den SPT vor und nach der Verdichtung ermittelt. [El-Kelesh, Matsui, 2003] normieren diese Verbesserung mit dem erreichten relativen Injektionsvolumen und bezeichnen diesen Verhältniswert als *Verbesserungseffektivität*. Sie stellen fest, dass die Verbesserungseffektivität mit fallendem Feinkornanteil, mit steigendem  $d_{50}$ -Wert und mit steigendem  $N$ -Wert ansteigt; d. h. im Gegensatz zur Injizierbarkeit ist die Verbesserungseffektivität bei grobkörnigeren und deformationsärmeren Böden größer. Anders ausgedrückt können grobkörnigere, tragfähigere Böden mit kleineren relativen Injektionsvolumina genauso gut verbessert werden wie feinkörnigere, weniger tragfähige Böden mit größeren relativen Injektionsvolumina. Wird eine eingrenzende Herstellreihenfolge ausgeführt, können bei gleicher Injektionsmenge signifikant größere Verbesserungsergebnisse erzielt werden. Dieser Effekt ist durch den dabei verstärkt auftretenden Bruch von Bodenkörnern (s. S. 46) begrenzt, durch welchen sich bei fortlaufender Injektion der Boden wieder auflockern kann. Bei weitestgehender Vermeidung von Partikelbruch kann aber die eingrenzende Herstellreihenfolge gezielt zur Steigerung der Effizienz der Verdichtungsinjektionsmaßnahme genutzt werden. Darüber hinaus ist die Wahl einer eingrenzenden Herstellreihenfolge effizienter bei grobkörnigerem, tragfähigerem Boden. In [El-Kelesh, Matsui, 2003] wird dies durch den Vergleich des nicht eingrenzend hergestellten Bereiches mit  $20\%$  geplantem relativen Injektionsvolumen mit dem eingrenzend hergestellten Bereich mit  $15\%$  relativem Injektionsvolumen verdeutlicht. Die ermittelte Verbesserung für die tragfähigeren Bodenschichten ist bei eingrenzender Herstellreihenfolge trotz des geringeren relativen Injektionsvolumens besser als bei nicht eingrenzender Herstellreihenfolge.

Bei dem Versuchsfeld von [Miluski, Bonita, 2012] in Lititz, Pennsylvania wurden Verdichtungsinjektionen in einem Karstgebiet in geringen Tiefen durchgeführt, um den Einfluss verschiedener Mörtelzusammensetzungen und Injektionsraten zu untersuchen. Die Feldversuche wurden von zwei Auftragnehmern (S und D) durchgeführt. Beide stellten jeweils acht Säulen in je zwei quadratischen Rastern mit einer Rasterweite von  $2,4 \text{ m}$  her. Die genauen Abstände zwischen den Rastern sind in der Abbildung 19 dargestellt. Die Zusammensetzungen und Steifigkeiten der verwendeten Injektionsmittel sowie die Injektionsdrücke wurden von den Auftragnehmern festgelegt. Die Injektionssäulen wurden bis in eine Tiefe von  $3,7 \text{ m}$  in 4 Injektionsstufen mit einer

Injektionsstufenhöhe von 0,31 m hergestellt. Die Injektionsraten betrugen 43 l/min und 85 l/min. Das Volumen des injizierten Mörtels ergab 470 l/m mit einem Radius von 38 cm unter der Annahme, dass die Injektion eine zylindrische Form hat. Zwei Wochen nach der letzten Injektion wurde der Boden zwischen den Säulen ausgehoben, um die Form und die Ausdehnung des Mörtels mit den theoretischen Werten zu vergleichen. Die gemessenen durchschnittlichen Ausdehnungen der Mörtel betrugen 53 cm für Auftragnehmer D und 104 cm für Auftragnehmer S. Der Mörtel von Auftragnehmer S, welcher einen hohen Anteil von Flugasche hatte bzw. einen Feinkornanteil von ca. 50% erwies sich zum Verdichten des Bodens als ungeeignet.

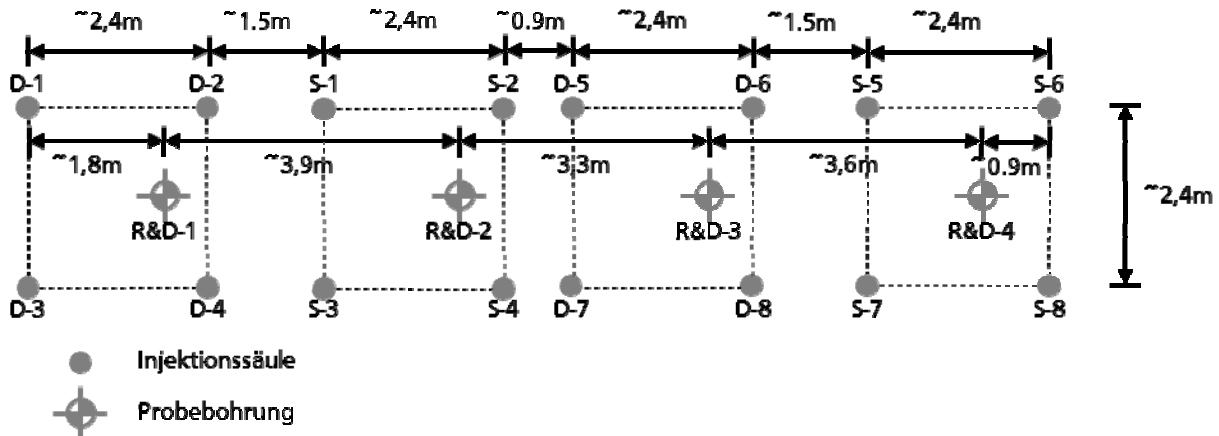


Abbildung 19: Lageplan Versuchsfeld [Miluski, Bonita, 2012]

Es wurde festgestellt, dass für eine wirksame Verdichtung oberflächennaher Böden eine Kontrolle der Injektionsrate und die Zusammensetzung des Injektionsmittels wichtig ist. Injektionsmittel mit hoher Fließfähigkeit und hohen Injektionsraten sind eher zum Füllen von Hohlräumen geeignet und haben keine verdichtenden Eigenschaften. Deshalb sind Injektionsmittel mit einem höheren Grobkornanteil für eine Verdichtung von Böden vorzuziehen. Die hohe innere Reibung solcher Injektionsmittel und die niedrige Injektionsrate verhindern große Ausdehnungen im Boden und liefern eine wirkungsvolle Verdichtung. Im Anfangs- und im verbesserten Zustand wurden Bodenproben in der Mitte der Raster entnommen, um die Änderung der Bodendichte zu bestimmen. Aufgrund der breiten Streuung der bestimmten Werte wurde diese Methode zur Verdichtungsbestimmung für Karstgebiete als ungeeignet erachtet.

Während bei den ersten beiden Versuchsfeldern in Denver [Brown, Warner, 1973] und San Diego [Warner et al., 1992] die Untersuchungsschwerpunkte bei der Injektionsmittelrezeptur und der Kontrolle der Einzelinjektion war, konnten durch das umfangreiche Untersuchungsprogramm von [El-Kelesh, Matsui, 2003] qualitative Aussagen zur Dimensionierung und Planung eines kompletten Injektionsrasters in Abhängigkeit von Baugrundverhältnissen formuliert werden. Der Großversuch Paris [Iagolnitzer, 1999] ist eher ein Sonderanwendungsfall, bei dem den Injektionssäulen eine tragende Wirkung zugesprochen wird. Ebenso werden beim Versuchsfeld in Lititz, Pennsylvania [Miluski, Bonita, 2012] geeignete Injektionsmitteleigenschaften für oberflächennahe Verdichtungen speziell in Karstgebieten untersucht. Es handelt sich bei den zuletzt genannten Fällen nicht mehr um ein reines Baugrundverbesserungsverfahren sondern um Injektionssäulen als tragende Strukturelemente bzw. um eine kombinierte Verdichtung und Hohlraumverfüllung. Bei den Versuchsfeldern in Denver [Brown, Warner, 1973] und San Diego [Warner et al., 1992] war die Ausführungstiefe der Verdichtungsinjektionen gering, um mit wenig Aufwand die Injektionskörper ausgraben und vermessen zu können. Die ausgeführte Injektionstiefe und der Injektionsdruck beim Versuchsfeld Flughafen Tokyo [El-Kelesh, Matsui, 2003] hingegen entspricht üblichen Herstellungsgrößen in der Baupraxis. Diese und weitere Herstellungsparameter sowie Quellenangaben zu den 5 beschriebenen Forschungsversuchsfeldern sind in der Tabelle 11 zusammengestellt.

Tabelle 11: Forschungsversuchsfelder

Versuchsfeld [Quelle]	Injektionstiefe [m u. GOK]	Injektionsdruck [kN/m <sup>2</sup> ]	Ø - Inj.körper [cm]	Hebung GOK [mm]
Denver [Brown, Warner, 1973] [Warner, 1992]	2,4 / 3,0	860 - 2100	> 30	-
San Diego, 1991 [Warner et al., 1992]	1,8	1240 - 2415	30 - 193 <sup>3)</sup>	2,5 <sup>1)</sup>
Paris 1996 [Iagolnitzer, 1999] [Iagolnitzer, 2000]	2,0 - 5,0	-	58 <sup>2)</sup>	0 <sup>1)</sup>
Flughafen Tokio [El-Kelesh, Matsui, 2003] [Orense, 2008] [El-Kelesh et al., 2007]	3,1 - 11,8	8000 <sup>1)</sup>	56 - 70	-
Lititz, Pennsylvania, 2012 [Miluski, Bonita, 2012]	0,9 – 3,7	276 - 1103	9 - 142	-

Legende: <sup>1)</sup> Abbruchkriterium / <sup>2)</sup> berechnet nach Zylinderformel / <sup>3)</sup> max. Ausdehnung flügelförmiger Körper

## 2.4. Durchgeführte Verdichtungsinjektions-Laborversuche

### 2.4.1. Überblick

Im Gegensatz zu Feldversuchen können bei Laborversuchen Randbedingungen wohl definiert und ausgewählte Ergebnisgrößen genau bestimmt werden. Neben den Bodenkennwerten ist der Anfangsspannungszustand eine wichtige Randbedingung. Verschiebungen, Injektionsdruck und Veränderungen des Spannungszustandes sowie ggf. des Porenwasserdruckes können im Verlauf des Versuches gemessen werden.

Die Injektionsmittelrezepturen müssen bei kleinmaßstäblichen Versuchen an die kleineren Injektionsvorrichtungen angepasst werden. Daher sind hier eingesetzte Injektionsmittel nur bedingt repräsentativ für Injektionsmittel der Baupraxis. Besonders steife Mörtel benötigen eine Injektionslanze mit einem bestimmten Mindestdurchmesser und können daher nur in großmaßstäblichen Laborversuchen oder Feldversuchen untersucht werden.

Neben Verdichtungsinjektions-Laborversuchen mit Bodenproben gibt es Laborversuche für die unterschiedlichsten Injektionsverfahren mit Boden- oder Felsproben, z. B. für Aufbrechinjektionen [Jaworski et al., 1981], für Kompensationsinjektionen [Lee et al., 2001] oder auch mit Felsproben [Medlin, Masse, 1979], um nur einige Beispiele zu nennen.

Mehrere Verdichtungsinjektions-Laborversuche wurden zwischen 1987 und 2009, mit Ton- oder Sandproben durchgeführt. Als Versuchsaapparaturen wurden zylinderförmige Druckzellen unterschiedlicher Größen mit vertikaler und tw. horizontaler Belastungsmöglichkeit oder Zentrifugen, die durch Zentrifugalkräfte Auflasten auf die Proben aufbringen können, verwendet. Vor allem an der University of Cambridge in Großbritannien, University of Maryland in den USA, Osaka University in Japan und Delft University of Technology in den Niederlanden beschäftigten sich Wissenschaftler mit Verdichtungsinjektions-Laborversuchen und führten mehrere Versuchsreihen durch. Tabelle 12 enthält eine Übersicht dieser und weiterer Verdichtungsinjektions-Laborversuche. Hier sind insgesamt 16 Versuchsreihen an acht verschiedenen Versuchsaapparaturen zusammengefasst. Die Grenze zwischen groß- und kleinmaßstäblichen Versuchen wurde mit 50 cm Probenhöhe gewählt.

Tabelle 12: Laborversuche

[Quelle]	Bodenart	Wassersättigung	Auflast [kN/m <sup>2</sup> ]	Versuchsmaßstab	wesentliche Untersuchung
[C.E.B.T.P., 1987, 1988]	Sand	gesättigt	0	groß	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Baugrundverbesserung nach dem Injektionsvorgang</li> <li>• Spannungsanteile während der Injektion</li> </ul>
[Bolton et al., 1994]	Ton	-	125	klein	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Deformationsmechanismen bei Untertunnelung und Injektion</li> </ul>
[Bolton et al., 1996]	Ton	-	125	klein	
[Nichols, Goodings, 2000]	Sand	Trocken	59 - 124	klein	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Ausdehnung des Injektionskörpers in Abhängigkeit des Ton- und Flugaschegehaltes im Injektionsmaterial</li> <li>• Ausbildung des Injektionskörpers in Abhängigkeit der Überdeckungslast</li> </ul>
[Komiya et al., 2001]	Ton	teilgesättigt	135 - 392	klein	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Langfristige Effektivität von Hebungsinjektionen</li> </ul>
[Jafari et al., 2000]	Ton	gesättigt	130	klein	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Variation des Überkonsolidierungsgrades (OCR)</li> <li>• Kurz- und Langzeitdeformation um die Injektionsstelle</li> <li>• Vergleich Einzel- mit Mehrfachinjektionen</li> </ul>
[Jafari et al., 2001]	Ton	gesättigt	140	klein	
[Soga et al., 2004]	Ton	gesättigt	140 - 1400	klein	
[Au et al., 2006a]	Ton	-	140 - 210	klein	
[Au et al., 2007]	Ton	-	140	klein	
[Liao et al., 2006]	Ton	gesättigt	98 - 206	klein	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Laterale Verschiebungen in Abhängigkeit der Überdeckungslast</li> </ul>
[Bezuijen et al., 2006]	Sand	gesättigt	400 - 1540	groß	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Einfluss der Injektionsdrücke und der Injektionsmittelbestandteile auf die Form des Injektionskörpers</li> </ul>
[Bezuijen et al., 2007]	Sand	gesättigt	750 - 1700	groß	
[Bezuijen, van Tol, 2007]	Sand	gesättigt	750 - 2900	groß	
[El-Kelesh, Matsui, 2008]	Sand	Trocken	55	groß	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Hebung/Setzung an OK Probe</li> </ul>
[El-Kelesh et al., 2009]	Sand	trocken	55 - 205	groß	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Laterale Spannungen</li> </ul>

Legende: klein = kleinmaßstäblich, Höhe bis 50 cm / groß = großmaßstäblich, Höhe ab 50 cm

## 2.4.2. Laborversuche mit Sand

Mit Sand wurden eine kleinmaßstäbliche und sechs großmaßstäbliche Versuchsreihen in vier verschiedenen Apparaturen recherchiert.

Bei dem großmaßstäblichen Laborversuch [C.E.B.T.P., 1987, 1988] sollte mit drei Injektionspunkten in Feinsand injiziert, die Auswirkungen der Injektion beobachtet und die erreichten Baugrundverbesserungen überprüft werden (Kategorie 1 und 2). Eine Draufsicht der zylindrischen Versuchsanordnung ist in Abbildung 20 dargestellt. Der Versuchsbehälter hat einen Durchmesser von 6,4 m und war mit 8,5 m Feinsand lagenweise aufgefüllt. Im Anfangszustand hatte der Feinsand eine bezogene Lagerungsdichte von  $D_r = 0,37$ . Die maximale Porenzahl lag bei  $e_{\max} = 1,139$ , die minimale Porenzahl bei  $e_{\min} = 0,640$ . In dem Behälter wurden Druckmessdosen sowie Porenwasserdruckgeber installiert. Es wurde in drei Injektionspunkten in einer Tiefe von 3,0 m bis 7,0 m injiziert. Die einzelnen vertikalen Abstände der Injektionspunkte betrugen zwischen 0,4 m und 1,8 m. Es traten

geringe Hebungen in der Nähe der Injektionspunkte auf. Während des Injektionsvorgangs wurden keine Änderungen der Porenwasserdrücke festgestellt. Die durchgeführten Pressiometerversuche ergaben eine Vergrößerung des Pressiometermoduls infolge der Injektion. Durch den Versuch konnte eine bodenverbessernde Wirkung in Feinsand nachgewiesen werden.

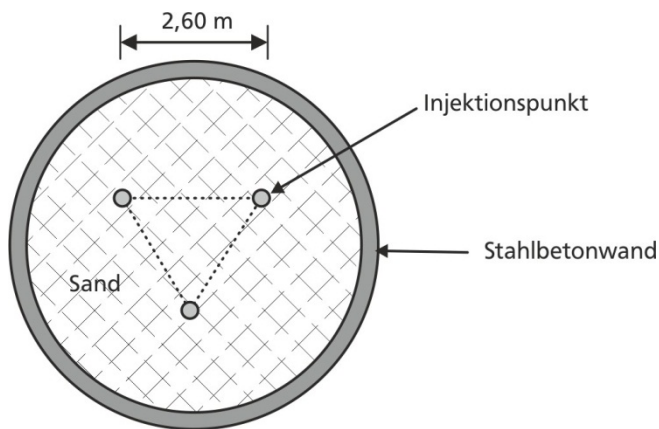


Abbildung 20: Laborversuch [C.E.B.T.P., 1987, 1988]

Mit Hilfe des kleinmaßstäblichen Versuchs nach [Nichols, Goodings, 2000] sollten die Auswirkungen der Injektionsmittelbestandteile, der Injektionsrate und der Injektionstiefe auf die Ausbildung des Injektionskörpers in grobkörnigem Boden untersucht werden. Der Aufbau der Versuchsanordnung ist in Abbildung 21 dargestellt. Diese Apparatur wurde auf den Arm einer Zentrifuge montiert. Die Bodenprobe bestand aus Mittel- bis Feinsand. Das gesamte Material hatte eine Korngröße kleiner 2,38 mm und wurde mit einer bezogenen Lagerungsdichte von  $D_r = 55\%$  eingebaut. Über die Zentrifugalkraft wurde eine Überdeckungslast simuliert. Bei einem Tongehalt des Injektionsmittels von 7,5 % bildeten sich die Injektionskörper kugelförmig aus, solange die Überdeckungslast größer als  $75 \text{ kN/m}^2$  war (etwa 5 m Injektionstiefe). Bei geringeren Überdeckungen bildeten sich zylinderähnliche Formen aus. Lag der Tongehalt bei 10 % ergab sich ab einer Überdeckungslast von mindestens  $95 \text{ kN/m}^2$  kugelförmige Körper (etwa 6 m Injektionstiefe). Je höher der Tongehalt, umso mehr dehnt sich der Injektionskörper im Boden aus (s. S. 15). Gleichfalls wird der Injektionsdruck mit steigendem Ton- oder Flugaschegehalt mehr begrenzt, was eher zu einer Aufbrecheinjektion führen kann (vgl. Abbildung 6). Die Injektionsrate hatte keinen Einfluss auf die Form des Injektionskörpers. Hebungen an der Probenoberfläche waren i. W. auf den Bereich unmittelbar über dem Injektionskörper begrenzt. Der Hebungsmechanismus nach [Graf, 1969], der sog. Conical Shear Failure (s. Kapitel 3.4), konnte demnach nicht bestätigt werden.

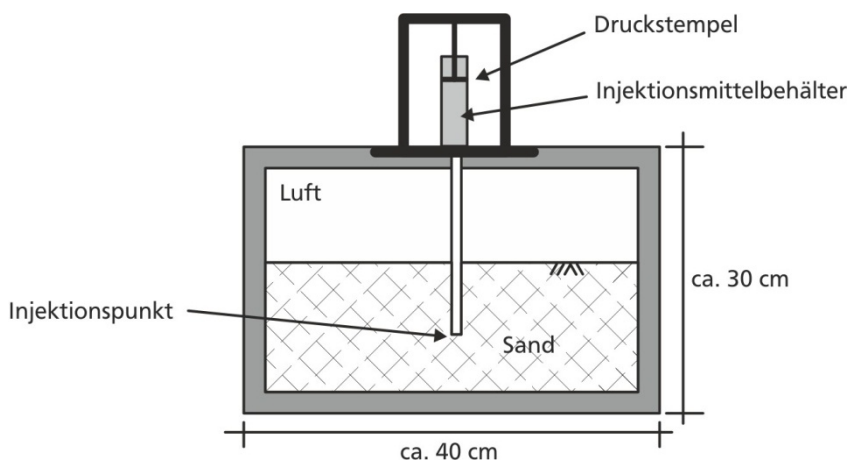


Abbildung 21: Laborversuch [Nichols, Goodings, 2000]



In den letzten Jahren wurden an der Delft University of Technology (Niederlande) drei Versuchsreihen durchgeführt, die Aufschluss über die mechanischen Vorgänge im Übergangsbereich zwischen Aufbrechinjektionen und Verdichtungsinjektionen in grobkörnigem Boden brachten [Bezuijen et al., 2006], [Bezuijen et al., 2007], [Bezuijen, van Tol, 2007]. Als Versuchsstand wurde ein zylindrischer Behälter mit einem Durchmesser von 0,90 m verwendet. Die Probenhöhe betrug 0,84 m. Über eine Platte am oberen Rand der Bodenprobe konnten vertikale Spannungen aufgebracht werden, um eine definierte Überdeckung zu simulieren. In etwa halber Höhe der Probe wurde ein Rohr waagrecht durch die Probe gelegt. In der Mitte des Rohres war eine Gummihülse eingefügt, über welche das Injektionsmittel in die Probe gelangen konnte. Diese Injektionsvorrichtung ist mit Injektionslanzen, die für Aufbrechinjektionen entwickelt wurden, den sog. *TAM* (engl.: Tube A Manchette) vergleichbar. Aufbau und Abmessungen der Versuchsanordnung sind in Abbildung 22 dargestellt.

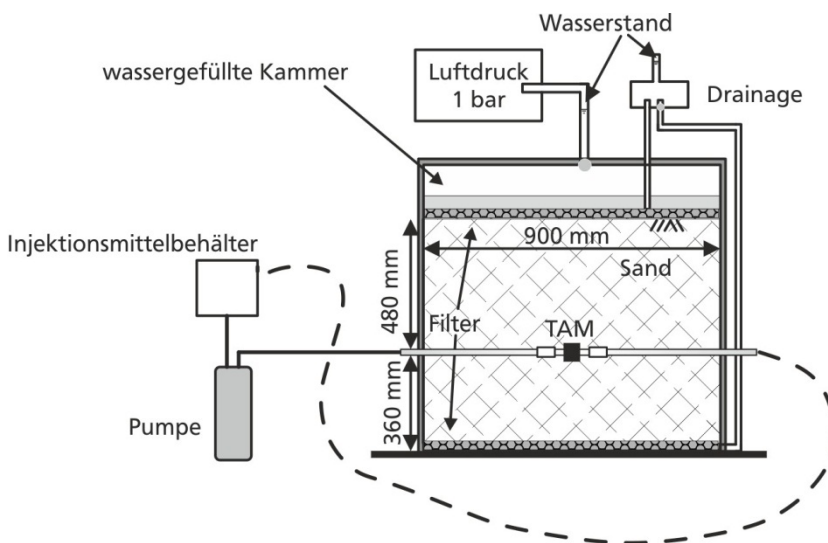


Abbildung 22: Laborversuch [Bezuijen et al., 2007]

Alle Versuchsreihen wurden in Sand mit einem Korndurchmesser von  $d_{50} = 0,13$  mm durchgeführt. Das Verhältnis von horizontalen zu vertikalen Spannungen wurde mit einem Erdruhedruckbeiwert von  $K_0 = 1,0$  eingestellt. Neben der Zusammensetzung des Injektionsmittels wurden verschiedene Injektionsparameter wie z. B. Injektionsdruck, Überdeckungslast und Injektionsvolumen variiert. Die ausgehärteten und ausgebauten Injektionskörper waren bei den meisten Versuchen kompakte Körper, d. h. es kam überwiegend zu Verdichtungsinjektionsvorgängen. Der Injektionsdruck war größer, solange der Boden nicht aufbrach. Die Wissenschaftler der Delft University of Technology gingen davon aus, dass die Variation der Injektionsmittelrezeptur, im Gegensatz zur Variation der Injektionsparameter, den größeren Einfluss auf die Ausbildung der Injektionskörper im Boden hat. Der Effekt des Ausblutens (s. S. 13) hat ebenfalls Auswirkungen auf die Ausbildung des Körpers. Eine druckgesteuerte Injektion mit einer konstanten Injektionsrate vermindert die Gefahr, dass der Boden aufbricht, wobei eine schnelle Druckänderung auf ein Aufbrechen hindeutet. Zur Beurteilung der Hebungswirkung wurde die *Hebungseffizienz*, der Quotient aus Hebungsvolumen und Injektionsvolumen der Bodenprobe ermittelt:

$$\eta_H = \frac{V_h}{V_i} \quad (1)$$

$\eta_H$ : Hebungseffizienz

$V_i$ : Injektionsvolumen

$V_h$ : Hebungsvolumen

Die Hebungseffizienz der Injektion, fiel mit steigender Überdeckungslast ab und stieg mit steigender relativer Lagerungsdichte an. In [Bezuijen et al., 2008] wurden die Laborversuche mit den

Feldbeobachtungen beim Bau des Hubertus Tunnels in Den Haag, Niederlande verglichen. Dabei wurde festgestellt, dass bei ähnlichen Bodenverhältnissen im Feld ein Bodenaufbruch wie bei einer Aufbrecheinjektion resultiert und im Labor eine kompakte Aufweitung wie bei einer Verdichtungsinjektion. Ein Grund hierfür liegt in der Heterogenität im Feld. Außerdem wird bei vorher entlastetem Boden ein geringerer Druck zur Ausbildung einer Aufbrecheinjektion benötigt als bei ungestörtem Boden. Diese Entlastung resultiert im Feld aus dem Einbringen der Injektionslanzen.

Bei den Versuchen nach [El-Kelesh, Matsui, 2008] und [El-Kelesh et al., 2009] sollten die bodenmechanischen Vorgänge bei Verdichtungsinjektionen in grobkörnigem Material mittels einem großmaßstäblichem Laborversuch untersucht werden. Bei der Versuchsanordnung handelt es sich um eine Kalibrierungskammer (engl.: calibration chamber), die für die Kalibrierung von Drucksondierungen im Labor verwendet wird. Der Aufbau ist in Abbildung 23 dargestellt.

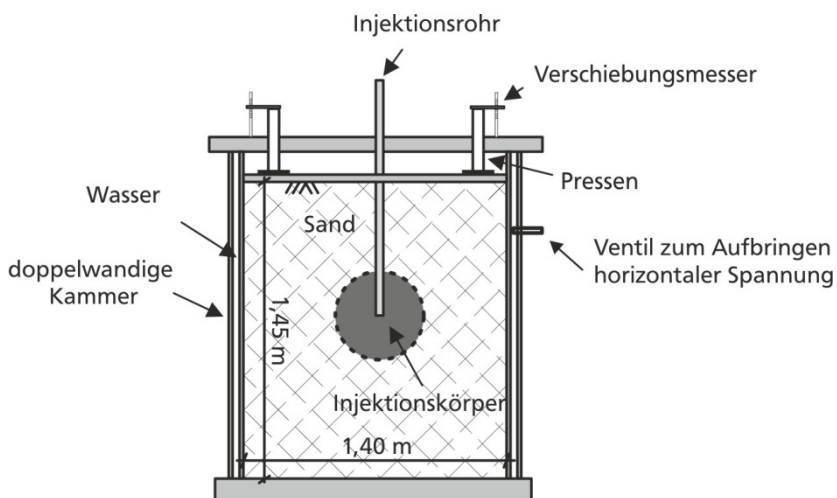


Abbildung 23: Laborversuch [El-Kelesh, Matsui, 2008], [El-Kelesh et al., 2009]

Es wurden insgesamt zwei Testreihen durchgeführt, bei denen einmal ein ofengetrockneter und einmal ein luftgetrockneter Sand (beide  $S_r = 0$ ) mit einer bezogenen Lagerungsdichte von  $D_r = 50\%$  eingebaut wurden. Dieser Laborversuch wurde zur Kalibrierung des Berechnungsmodells verwendet. Daher befinden sich weitere Angaben zu diesem Versuch in Kapitel 5.2.1.

### 2.4.3. Laborversuche mit Ton

Mit Ton wurden neun kleinmaßstäbliche Versuchsreihen in vier verschiedenen Apparaturen durchgeführt. Ziel der kleinmaßstäblichen Versuche nach [Bolton et al., 1994] und [Bolton et al., 1996] war es, den Deformationsmechanismus des bindigen Bodens, verursacht durch Untertunnelung und Injektion, zu erforschen (Kategorie 6). Aufbau und Abmessungen der Versuchsanordnung sind in Abbildung 24 dargestellt. Die Bodenprobe befindet sich in einem starren Behälter und ist an einer Zentrifuge montiert. Es wurden mehrere Versuchsreihen durchgeführt. Bei allen Versuchen wurde eine Bodenprobe aus Ton verwendet und eine Überdeckungslast von  $125 \text{ kN/m}^2$  simuliert. Neben der Injektion wurde mittels einer Druckzelle eine Untertunnelung modelliert. So konnten Setzungen, Verdichtungen oder eine Kombination aus beidem gezielt gesteuert werden. Setzungen wurden über Wegaufnehmer erfasst. Bei der Untertunnelung traten Setzungen in der Bodenprobe auf, wohingegen bei der Injektion eine Hebung der Bodenprobe stattfand. Die Untersuchungen zeigten, dass bei Injektionen mit geringem Abstand zum Tunnelausbruch die Setzungen durch Untertunnelung aufgefangen und gezielt kompensiert werden können.

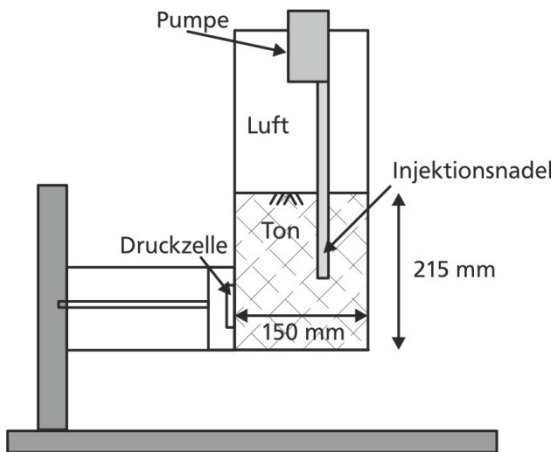


Abbildung 24: Laborversuch [Bolton et al., 1994], [Bolton et al., 1996]

In [Komiya et al., 2001] wurden bei einem Tunnelbau in Tokyo kleinmaßstäbliche Laboruntersuchungen mit drei Tonproben und zwei Injektionsmitteln ergänzend zu baubegleitenden Felduntersuchungen durchgeführt. Bei diesen Laborversuchen sollte die langfristige Hebungseffizienz  $\eta_H$  (s. S. 35) von Kompensationsinjektionen (Kategorie 6) untersucht werden. Aufbau und Abmessungen der Versuchsanordnung sind in Abbildung 25 dargestellt.

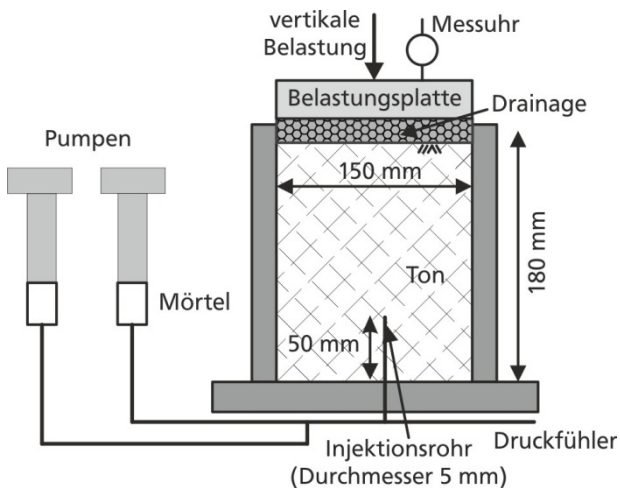


Abbildung 25: Laborversuch [Komiya et al., 2001]

Zwei der drei Tonproben waren normal konsolidiert eine war mit  $OCR = 1,6$  schwach überkonsolidiert. Nach Konsolidation der Proben wurden die Injektionen mit einer Mischung aus Zement und Wasserglas sowie einer weiteren Mischung aus Zement, Wasserglas, chemischem Bindemittel und Bentonit durchgeführt. Die Injektionsmenge bei den 18 Versuchen variierte zwischen 7 % und 26 % des konsolidierten Probevolumens. Bei großen Injektionsmengen kam es zu Aufbrüchen in den Bodenproben. Bei geringen Injektionsmengen war dies nicht der Fall. Je nach Injektionsmenge wurden unterschiedlich große Soforthebungen gemessen. Anschließend gingen diese Soforthebungen infolge Abbau des Porenwasserüberdruckes in der Tonprobe und Schrumpfen des Injektionsmittels beim Abbinden auf ein Endhebungsmaß zurück. In weiteren Versuchen wurde der Anteil infolge Schrumpfen des Injektionsmittels durch Konsolidieren einer Injektionsmittelschicht mit 7 % für die schneller abbindende Mischung aus Zement, Wasserglas, chemischem Bindemittel und Bentonit und 30 % für die langsamer bindende Mischung aus Zement und Wasserglas festgestellt. Der Hebungsrückgang infolge Porenwasserüberdruckabbau bzw. Konsolidation des Tons ist nach den Laborversuchen von [Komiya et al., 2001] maßgeblich von der Injektionsmenge abhängig. Bei Injektionsvolumen  $< 10$  % bezogen auf das konsolidierte Probevolumen ist der Hebungsrückgang mit

bis zu 65 % wesentlich größer als bei Injektionsvolumen  $> 10\%$  bezogen auf das konsolidierte Probevolumen, bei denen der Hebungsrückgang infolge Konsolidierung des Tons bei ca. 10 % bis 20 % liegt. Weiter wurde festgestellt, dass der Hebungsrückgang in überkonsolidiertem Ton kleiner ist als in normalkonsolidiertem Ton. Damit ist die langfristige Hebungseffizienz in überkonsolidierten Böden größer als in normalkonsolidierten Böden. Bei großen Injektionsmengen stieg die Hebungseffizienz an, sobald der Boden aufbrach und das Injektionsmittel in die Risse eindrang.

Das Kurz- und Langzeitdeformationsverhalten von Ton wurden ebenfalls in mehrere Versuchsreihen an einem kleinmaßstäblichen Versuch (s. Abbildung 26) von 2000 bis 2007 untersucht [Jafari et al., 2000], [Jafari et al., 2001], [Soga et al., 2004], [Au et al., 2006a], [Au et al., 2007].

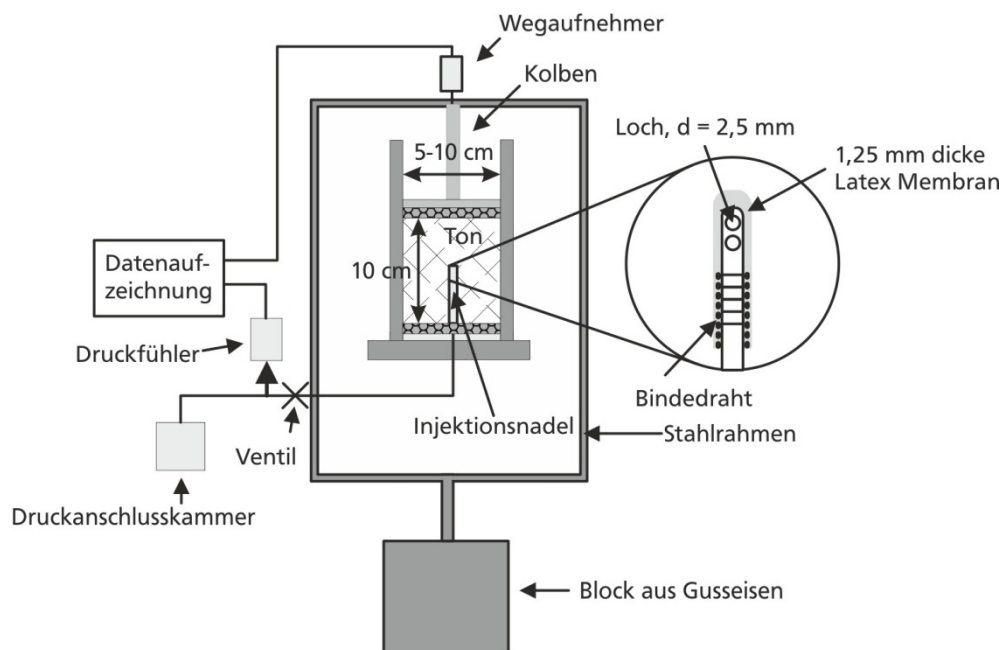


Abbildung 26: Laborversuch [Au et al., 2006a]

Darüber hinaus wurde die Gruppenwirkung bei mehreren Injektionspunkten untersucht. Bei diesen Laborversuchen wurde in den mit Ton gefüllten zylindrischen Versuchsbehälter über eine Injektionsnadel Epoxidharz oder Wasser in einen Latexballon injiziert. Die Außenfläche des Latexballons (Kontaktfläche zum Ton) wurde gefettet, um Scherspannungen in der Kontaktzone weitestgehend auszuschließen. Als Variante wurden Aufbrecheinjektionen simuliert und mit den Ergebnissen der Verdichtungsinjektionen verglichen. Die Abmessungen der wassergesättigten Tonproben betrugen  $h = 100\text{ mm}$ ,  $r = 25\text{ mm}$   $\wedge$   $r = 50\text{ mm}$ . Variiert wurden der Überkonsolidierungsgrad OCR bzw. die Auflast zur Vorkonsolidation, die Injektionsrate, das Injektionsvolumen, das Injektionsmaterial, die Injektionszeitintervalle bei Mehrfachinjektionen und der Durchmesser des Versuchsbehälters, um verschiedene Rasterweiten zu simulieren. Es wurde mit einer Injektionsnadel und mehreren Injektionsnadeln injiziert. Bei der Auswertung der Versuche wurden die Hebungseffizienz, die Verbesserung des Scherwiderstandes und die Injektionskörperform betrachtet. Zunächst wurde bei den Laborversuchen nach [Jafari et al., 2000] und [Jafari et al., 2001] das Konsolidationsverhalten bei Einzelinjektionen in Ton untersucht. Der Injektionsvorgang entsprach zu Beginn bei kontinuierlich steigendem Injektionsdruck dem Vorgang einer Verdichtungsinjektion gefolgt von einem Bodenaufbruch entsprechend dem Vorgang einer Aufbrecheinjektion, die mit einem plötzlichen Druckabfall einherging [Jafari et al., 2000]. Das injizierte Volumen bewirkte zunächst zu 100 % Hebungen ohne Verdichtung, d. h. das Injektionsvolumen ist gleich dem Hebungsvolumen. Anschließend gingen die Hebungen je nach Überkonsolidierungsgrad OCR der Tonprobe unterschiedlich stark über die Zeit zurück. Bei der normal konsolidierten bis schwach überkonsolidierten Tonprobe ( $\text{OCR} = 1$  bis  $2$ ) baute sich die Hebung um über die Hälfte des

Hebungsvolumens ab. Bei der Tonprobe mit OCR = 5 blieben über 80 % des Hebungsvolumens nach Abschluss der Konsolidierung erhalten [Jafari et al., 2000]. Bei OCR = 5 – 10 war die Hebungseffizienz (s. S. 35 bzw. [Komiya et al., 2001]) nach Abschluss der Konsolidierung sogar nahezu 100 %, d. h. das Injektionsvolumen blieb etwa gleich dem Hebungsvolumen. Diese Beobachtung entspricht den Schlussfolgerungen aus den Laborversuchen nach [Komiya et al., 2001]. Ebenso wurde eine Abhängigkeit der Hebungseffizienz von der Wahl des Injektionsmittels in [Jafari et al., 2001] festgestellt. Je höher die Viskosität bzw. je niedriger der Wassergehalt des Injektionsmittels, desto höher ist die Hebungseffizienz nach Abschluss der Konsolidierung. Da sich bei Injektionsmitteln mit hoher Viskosität Verdichtungsinjektionen und bei niedriger Viskosität Aufbrechinjektionen ergaben, war die Hebungseffizienz bei den Verdichtungsinjektionen größer. In [Jafari et al., 2001] und [Soga et al., 2004] wurde der Durchmesser des Versuchsbehälters variiert und neben Einzelinjektionen auch Mehrfachinjektionen durchgeführt. So konnte die Abhängigkeit der Hebungseffizienz vom Rasterabstand untersucht werden. Für normalkonsolidierte und schwach überkonsolidierte Böden ergab sich für ein bestimmtes Injektionsvolumen eine größere Hebungseffizienz als bei kleinerem Raster bzw. Behälterdurchmesser und bei Mehrfachinjektionen. In [Soga et al., 2004] wurden darüber hinaus die Injektionszeitintervalle variiert. Eine höhere Hebungseffizienz ergab sich demnach bei schneller aufeinanderfolgenden Injektionen. Neben der Hebungseffizienz wurde in [Au et al., 2007] die Verbesserung des Scherwiederstandes näher betrachtet. Eine höhere Hebungseffizienz auf der einen und die Verbesserung des Scherwiederstandes auf der anderen Seite sind entgegengesetzte Effekte. Nach der Versuchsreihe von [Au et al., 2007] konnte eine Verbesserung bei normalkonsolidiertem und schwach überkonsolidiertem, jedoch nicht bei stark überkonsolidiertem Ton erzielt werden. Dabei ist eine geeignete Kombination aus Raster und Injektionsvolumen wichtig. Zur Setzungskontrolle, d. h. für eine große Hebungseffizienz, ist bei normalkonsolidiertem und schwach überkonsolidiertem Ton ein enges Raster zu wählen. Bei stark überkonsolidiertem Ton ist die Hebungseffizienz grundsätzlich groß. In [Au et al., 2006a] wurde die Injektionskörperform näher betrachtet. Die ausgebauten Epoxidharzproben wiesen eine ellipsoide Form auf, deren längerer Durchmesser bei den Proben mit einem Radius von  $r = 25$  mm horizontal gerichtet war. Bei den Proben mit  $r = 50$  mm Radius war der kürzere Durchmesser des ellipsoiden Injektionskörpers horizontal gerichtet. Zur Quantifizierung der Injektionskörperform wurde die Größe CAR eingeführt. CAR bedeutet Hohlraum-Seitenverhältnis (engl.: Cavity Aspect Ratio) und ist der Quotient:

$$CAR = \frac{\Delta H}{\Delta Z} \quad (2)$$

$\Delta H$ : maximale horizontale Dimension

$\Delta Z$ : maximale vertikale Dimension

Die experimentellen Untersuchungen von [Au et al., 2006a] zeigen eine Abhängigkeit der Injektionskörperform vom Überkonsolidierungsgrad OCR des Tones, vom Anfangsspannungszustand des Bodens und von der seitlichen Begrenzung bzw. der Rasterweite. Die Ergebnisse belegen, dass eine Vergrößerung des Überkonsolidierungsgrades oder ein kleinerer Probendurchmesser einen horizontal gerichteten, flacheren, ellipsoiden Injektionskörper zur Folge haben. Im Allgemeinen richtet sich die Ausdehnung nach der Richtung der maximalen effektiven Hauptspannung. Diese Richtung kann im Laufe eines Injektionsvorganges wechseln.

Die durchgeführten kleinmaßstäblichen Laborversuche von [Liao et al., 2006] dienten dazu, die lateralen Verschiebungen von bindigen Böden infolge von Injektionen zu untersuchen. Aufbau und Abmessungen der Versuchsanordnung sind in Abbildung 27 dargestellt. Als Bodenprobe wurde ein schluffiger Ton verwendet. Die Auflast wurde über ein Luftkissen auf die Bodenprobe aufgebracht (s. Abbildung 27). Es wurden zwei Versuche mit einer Vorkonsolidationsauflast von  $98 \text{ kN/m}^2$  und  $206 \text{ kN/m}^2$  durchgeführt. Die Injektion fand jeweils in drei Stufen statt. Das Injektionsmittel bestand aus Zement, Bentonit, Farbstoff und Wasser. Nach den Versuchen wurden die Injektionskörper freigelegt. Diese besaßen einen Durchmesser von 150 mm und eine Höhe von 100 mm. Der über Messfühler gemessene Porenwasserdruck stieg mit jeder Injektionsstufe stark an. Zur Konsolidierung waren danach bis zu 40 Stunden notwendig. Injektionen in weichem Ton verursachen große

Verschiebungen und verändern die Scherfestigkeit des umliegenden Bodens. Die Scherfestigkeit wurde mit einem Laborflügelscherversuch ermittelt. Die undrainede Scherfestigkeit des Bodens stieg um die Injektionsstelle hin an und erreichte in einem Abstand von etwa  $7 \times r$  ( $r$ : Radius der Injektionskörper) wieder die Anfangsscherfestigkeit. In einem Bereich bis  $2 \times r$  wurde die Scherfestigkeit durch die Injektion signifikant erhöht.

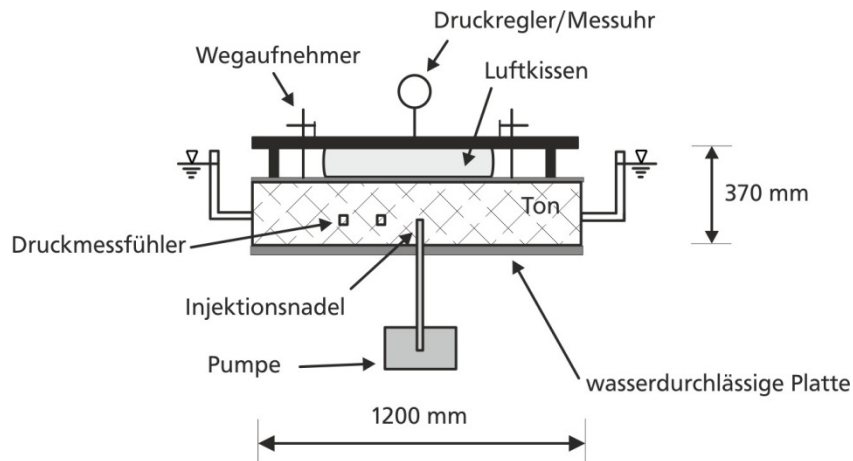


Abbildung 27: Laborversuch [Liao et al., 2006]



---

### 3. Zur Mechanik der Verdichtungsinjektionen

---

#### 3.1. Injektionsvorgang

Die Verdichtungsinjektion ist ein komplexer Verdrängungsvorgang der von den Herstellungsparametern sowie den Eigenschaften des Bodens und des Injektionsmittels abhängt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden unterschiedliche Anwendungsbeispiele in nichtbindigem und bindigem Boden (s. Kapitel 2.2) ausgewertet sowie Feld- und Laborversuchsergebnisse (s. Kapitel 2.3 und 2.4) zusammengetragen. Zur umfassenden Beschreibung des Mechanismus werden aus diesen recherchierten Daten die wesentlichen Erkenntnisse zum Vorgang der Verdichtungsinjektion und ihre Grenze zur Aufbrechinjektion sowie das Spannungs-Deformations-Verhalten des Injektionsmittels und des umliegenden Bodens nachfolgend zusammengefasst.

Verdichtungsinjektionen sind volumengesteuerte Vorgänge mit einer wählbaren Injektionsrate, bei denen ein hochviskoses, mörtelähnliches Injektionsmittel mit hohem Druck in den Boden eingepresst wird, um diesen zu verdrängen. Die Aufweitung des Injektionskörpers erfolgt in kompakter, bei homogenem Boden nahezu axialsymmetrischer Weise. Bei inhomogenen Verhältnissen expandiert der Injektionskörper vorzugsweise in die weniger tragfähigen Bodenbereiche [Warner, 1982]. Die radialen Spannungen im Boden steigen mit expandierendem Injektionskörper an. Die tangentialen Spannungen würden bei linear-elastischem Bodenverhalten mit expandierendem Injektionskörper abnehmen (s. Kapitel 3.5.1). Tatsächlich kommt es mit fortschreitender Aufweitung gerade in der Nähe des Injektionskörpers zu Schervorgängen bzw. plastischen Deformationen und damit zur Verdichtung sowie zum Anstieg der tangentialen Spannungen. Durch die Verdichtung und damit Verkleinerung der Porenräume, kann es je nach Wassersättigung und Durchlässigkeit des Bodens zusätzlich zu Porenwasserüberdrücken kommen.

Die entstandenen Zusatzspannungen infolge Injektion müssen vom Boden aufgenommen werden können, ohne dass es zu unerwünschten Deformationen kommt. Daher ist der zulässige Injektionsdruck kleiner zu halten als der Widerstand aus dem überlagernden Boden. Je größer die Injektionstiefe, umso größer ist der zulässige Injektionsdruck. Eine Steuerung des Injektionsdruckes ist aber nur indirekt über die Injektionsrate möglich. Die ausführbare Injektionsrate wiederum hängt vom Sättigungsgrad und von der Durchlässigkeit des anstehenden Bodens ab [Bandimere, 1997].

Trotz der deutlichen Materialgrenze zwischen Injektionsgut und anstehendem Boden kommt es je nach Sättigungsgrad und Durchlässigkeit des Bodens zum sog. Ausbluten (s. S. 13). Das Injektionsmittel ist zunächst flüssiger und dadurch pumpfähiger. Durch das Ausbluten beim Verdrängen des Bodens steigt die Viskosität bzw. Konsistenz des Materials an. Die Injektionsrate sollte nicht die Ausblutrate übersteigen, da sonst das Injektionsmittel beim Expandieren in den Boden zunächst flüssig bleibt und dadurch die Gefahr eines Bodenaufbruches gegeben ist [Byle, 2000]. Eine höhere Viskosität begünstigt die Kontrollierbarkeit der expandierenden Masse, die durch die innere Reibung des Injektionsmittels gewährleistet wird. Je größer die innere Reibung ist, desto größer sind die aufnehmbaren Schubspannungen im Injektionsmittel. So kommt es zu einer kompakten Bodenverdrängung in der bevorzugten radialen Hauptspannungsrichtung und es erfolgt kein Aufbrechen des Bodens (näheres dazu S. 42). Die Höhe des Verlustes von Injektionsmittelwasser ist zum einen von der Durchlässigkeit des Injektionsmittels und zum anderen von der Durchlässigkeit des Bodens abhängig. Unterscheidet man zwischen den Spannungen der flüssigen Phase und denen der Feststoffphase eines Injektionsmittels, so ergeben sich Spannungen auf das Injektionsmittelwasser, die auch als neutrale Injektionsdrücke und Spannungen auf den Festkörperanteil des Injektionsmittels, die als wirksame Injektionsdrücke bezeichnet werden können. Diese beiden Injektionsdruckanteile sind für die Deformationen im Boden verantwortlich. Bei stark durchlässigem Boden ist der neutrale Injektionsdruck und der Injektionsmittelwasserverlust überwiegend von der Durchlässigkeit des Injektionsmittels und von der Größe des Injektionskörpers beeinflusst [Byle, 2000]. Der

Porenwasserdruck im Boden spielt nur eine untergeordnete Rolle, da dieser verglichen mit Injektionsdrücken vernachlässigbar klein ist. Bei schwach durchlässigen Böden hingegen ist der Injektionsmittelwasserverlust kleiner und es entstehen höhere neutrale Injektionsdrücke verglichen mit durchlässigeren Böden. In diesem Fall ist der Injektionsmittelwasserverlust nicht von der Durchlässigkeit des Injektionsmittels beeinflusst sondern von der Durchlässigkeit des Bodens. Grundsätzlich beeinflusst immer die kleinere Durchlässigkeit die Ausblutrate.

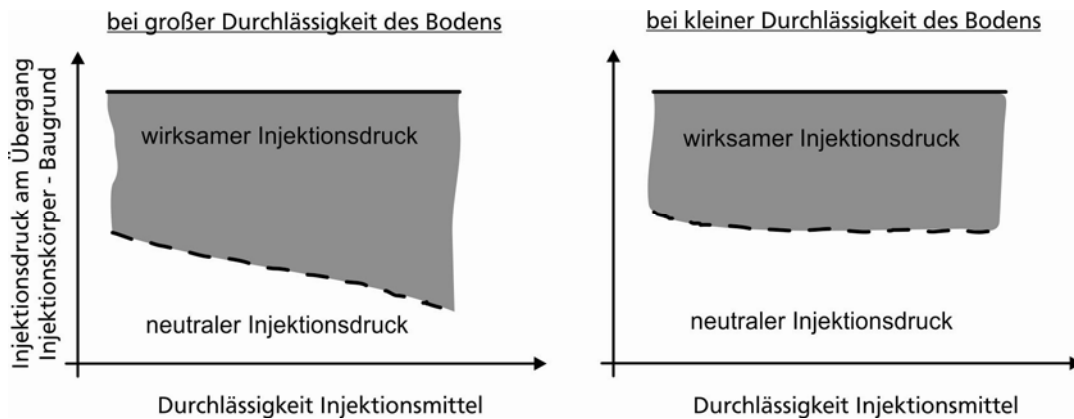


Abbildung 28: Abhängigkeit Injektionsdruckanteile von Injektionsmitteldurchlässigkeit [Byle, 2000]

Wirksamer und neutraler Injektionsdruck ergeben sich aus dem ausgeführten Pumpdruck, abzüglich der Reibungsverluste in der Verrohrung und im Injektionskörper sowie dem neutralen Injektionsdruckverlust durch Ausbluten. Aus dieser Überlegung formuliert [Byle, 2000]:

$$p^* = p_u + p_f + L_l + L_i + L_p \quad (3)$$

$p^*$ : ausgeführter Pumpdruck

$p_u$ : neutraler Injektionsdruck bzw. Druck des Injektionsmittelwassers

$p_f$ : wirksamer Injektionsdruck bzw. Druck auf den Festkörperanteil des Injektionsmittels

$L_l$ : Druckverlust infolge Reibung in der Injektionslanze

$L_i$ : Druckverlust infolge innerer Reibung des Injektionsmittels

$L_p$ : Druckverlust im Injektionsmittelwasser durch Ausbluten

Die während der Injektion an den Boden weitergegebene totale Spannung  $p$  ergibt sich aus dem ausgeführten Pumpdruck abzüglich der Druckverluste bzw. analog zu einem gesättigten Boden aus der Summe der Spannungen auf die flüssige und feste Phase des Injektionsmittels:

$$p = p_u + p_f \quad (4)$$

Ist der Injektionsvorgang abgeschlossen, bleibt als Restspannung auf den Boden die wirksame Spannung auf den Festkörperanteil des Injektionsmittels  $p_f$ . Je nach Injektionsmittelrezeptur, Verrohrung und Injektionsparametern kann der verdichtungswirksame Injektionsdruck nach [Byle, 2000] weniger als 50 % des Pumpdrucks betragen, wobei im Falle starker Durchlässigkeit des Injektionsmittels und des Bodens der neutrale Injektionsdruckverlust durch Ausbluten maßgebend ist. Bei durchlässigeren Böden ist der neutrale Injektionsdruckverlust, bei weniger durchlässigen Böden der neutrale Injektionsdruck größer.

Hat das Injektionsmittel eine geringe Durchlässigkeit, eine niedrige innere Reibung und damit eine hohe Pumpfähigkeit bzw. eine niedrige Viskosität kann es zu einem Aufbrechen des Bodens kommen (vgl. Abbildung 6). Es entsteht eine Rissstruktur im Boden wie in Abbildung 3 unten dargestellt.

Theoretisch kann ein nahezu symmetrischer Aufweitungsvorgang entsprechend einer Verdichtungsinjektion in einen Bodenaufbruch entsprechend einer Aufbrecheinjektion übergehen und umgekehrt. Ein solches Verhalten wurde z. B. bei den Laborversuchen von [Bezuijen et al., 2006] beobachtet. Ein beginnender Bodenaufbruch oder auch Aufbrechvorgang kann folglich als fließende Verfahrensgrenze der Verdichtungsinjektion angesehen werden. Damit es zum Aufbrechen des Bodens

kommt, muss der Injektionsdruck größer sein als die wirksame Spannung im Boden lotrecht zum Riss. Ausgehend von einem Verdichtungsinjektionsvorgang ist der Injektionsdruck zu Beginn der Rissbildung gleich der radialen Spannung am Rand des kugel- bis zylinderähnlichen Injektionskörpers. Die vom Boden aufnehmbare tangential Spannung ergibt sich beispielsweise für einen kohäsionslosen Boden nach Mohr-Coulomb aus:

$$\sigma_{\theta} = \frac{1 - \sin \varphi'}{1 + \sin \varphi'} \cdot \sigma_r \quad (5)$$

Das bedeutet, dass der Boden bei einer symmetrischen Aufweitung in radialer Richtung zum Injektionsmittelpunkt deutlich mehr Spannung aufnimmt als in tangentialer Richtung. Bei grobkörnigen Böden kann es durch die ungleichmäßige Anordnung der Bodenkörner an singulären Stellen zu einem tangential orientierten Injektionsdruck auf das angrenzende Korngerüst kommen (s. Abbildung 29). Hat das Injektionsmittel eine niedrige Viskosität ist der Injektionsdruck in alle Richtungen nahezu gleich groß. So kann es an diesen singulären Stellen in der Kontaktzone dazu kommen, dass der tangential wirkende Injektionsdruck größer als die tangential wirksame Spannung im Boden ist und ein Riss entsteht, der weiter in den Boden eindringt und letztlich zum vollständigen Aufbrechen des Bodens führt [Bezuijen et al., 2006]. Bei kohäsiven Böden wird von einem Überschreiten der Zugfestigkeit des Bodens in tangentialer Richtung ausgegangen. Die Risse verlaufen dabei senkrecht zu den größten tangentialen Zugspannungen im Boden, d. h. zu Beginn einer Aufbrecheinjektion in normalkonsolidierten Böden vertikal [Wawrzyniak, 2002]. Andere Modellvorstellungen gehen von einem scherbruchartigen Versagen aus. Modellvorstellungen zum beginnenden Bodenaufbruch in kohäsiven Böden sind z. B. in [Alfaro, Wong, 2001] zusammengefasst.

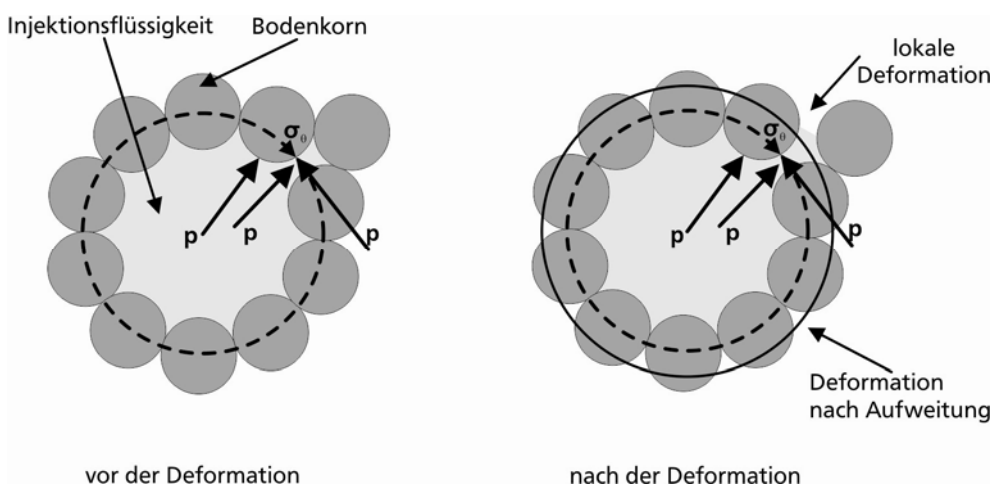


Abbildung 29: Mechanismus der Aufbrecheinjektion nach [Bezuijen, van Tol, 2007]

Der Injektionsdruck steigt mit fortschreitender symmetrischer Aufweitung an. Ein Bodenaufbruch zu Beginn der Aufweitung bei einem kleinen Druckniveau, resultiert in dünne Risse. Bei größerem Druckniveau, entstehen breitere Risse. Entspricht der Injektionsdruck dem maximal möglichen Druck zum gegenwärtigen Aufweitzustand kommt es nicht zum Bodenaufbruch. Das Fortschreiten eines beginnenden Risses kann durch Reibungsverluste im Injektionsmittel, durch die Bildung eines Filterkuchens oder durch eine fortschreitende Aufweitung unterbrochen werden [Bezuijen, van Tol, 2007]. In diesen Fällen sinkt der Druck an der Risspitze ab und der Injektionsdruck wird kleiner als die wirksame Spannung im Boden. Ein Filterkuchen kann sich bei Injektionsmitteln mit geringer innerer Reibung am Übergang Injektionskörper zu Boden aus größeren Partikeln des Injektionsmittels bilden [Bezuijen et al., 2007]. Dadurch werden Ungleichmäßigkeiten in der Anordnung der Bodenkörner in der Kontaktzone ausgeglichen und somit die tangentialen Anteile des Injektionsdruckes vermindert.

Wie in den Forschungsversuchsfeldern von [Brown, Warner, 1973] und [Warner et al., 1992] festgestellt wurde, gibt es bei einer Verdichtungsinjektion eine deutliche Materialgrenze zwischen Injektionsgut und umgebenden Boden. Für einen gegebenen Injektionsdruck variiert der Durchmesser der Injektionssäule in Abhängigkeit der Bodenart, der Lagerungsdichte, der Injektionsrate und des Wassergehaltes [Warner, 1982]. Der maximal mögliche Durchmesser kann nach [Nichols, Goodings, 2000] vom Injektionsmittelverlust entlang des Ringraumes zwischen Injektionslanze und Boden abhängen.

Nach Untersuchungen von [Nichols, Goodings, 2000] und [Dai, 1996] liegt der maximal mögliche Durchmesser bezogen auf den Injektionslanzendurchmesser bei einem Faktor von ca. vier bis fünf. Die injizierte Masse kann unregelmäßig geformt sein, z. B. flügelartig wie bei [Warner et al., 1992]. Die Flügelform kann auch auf einen beginnenden Aufbruchvorgang im Boden hindeuten, der im Verlauf der Injektion wieder unterbrochen wurde (s. o.). Bei isotropen, homogenen Baugrundverhältnissen ist der Injektionskörper annähernd kugelförmig. Bei anisotropen Verhältnissen oder bei freien Oberflächen wie z. B. der GOK oder Böschungen folgt die Aufweitung der Richtung des geringsten Widerstandes. Am häufigsten findet in der Baupraxis eine zylinderförmige Aufweitung statt [ASCE, 2010]. Das liegt zum einen an der Herstellreihenfolge, bei der vertikal aufeinanderfolgende Injektionskörper hergestellt werden und zum anderen an dem üblicherweise kleineren horizontalen Anfangsspannungsniveau. Die Form ist auch vom Überlagerungsdruck und vom Tongehalt des Injektionsmittels abhängig.

Bei den Laboruntersuchungen von [Nichols, Goodings, 2000] an einer Sandprobe ergaben sich bei kleinem Tongehalt und großer Überdeckungslast entsprechend  $> 6$  m u. GOK eine kugelförmige und bei großem Tongehalt und kleiner Überdeckungslast entsprechend  $< 5$  m u. GOK eine zylinderförmige Ausdehnung. Eine qualitative Darstellung des Einflusses von Tongehalt und Überdeckungslast auf die Injektionskörperform in nichtbindigen Böden ist in Abbildung 30 dargestellt. Die Injektionsrate hingegen hat lt. [Nichols, Goodings, 2000] keinen Einfluss auf die Injektionskörperform.

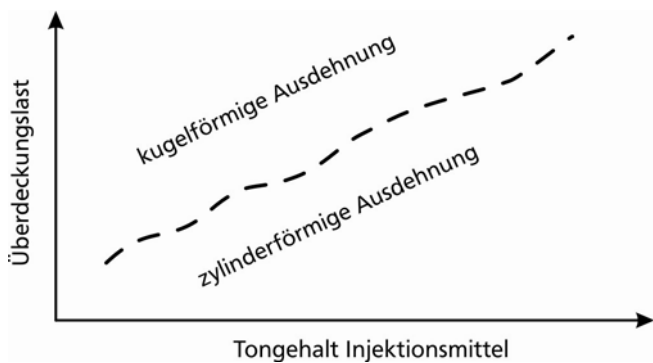


Abbildung 30: Einflüsse auf die Injektionskörperausdehnung bei nichtbindigen Böden

Insgesamt betrachtet ist die Abhängigkeit der Injektionskörperform bei nichtbindigen Böden von der Injektionsmittelrezeptur größer als von den Herstellungsparametern [Bezuijen, van Tol, 2007]. Im Ton ist die Form des Injektionskörpers maßgeblich vom Überkonsolidierungsgrad, vom Anfangsspannungszustand des Bodens und von seitlichen Begrenzungen bzw. der Rasterweite abhängig. Nach Laborversuchen von [Au et al., 2006a] richtet sich die bevorzugte Ausdehnungsrichtung nach der Richtung der maximalen wirksamen Hauptspannungen.

Nach Beendigung des Injektionsvorganges wirkt als Restspannung auf den Boden nur noch der wirksame Injektionsdruck (s. Abbildung 28) [Byle, 2000]. Der Verdrängungsvorgang hat ein komplexes System radialer und tangentialer Spannungen im Boden hervorgerufen [Brown, Warner, 1973]. In vertikaler Richtung sind diese Spannungen durch die Überlagerungsspannung, in horizontale Richtung durch die Festigkeit des Bodens begrenzt. Nahe dem

Injektionsgut sind die radialen Spannungen  $\sigma_r$  am größten und liegen über den radialen Spannungen vor Beginn der Injektion  $\sigma_{ini}$ . Kommt es in der Nähe des Injektionskörpers zu plastischen Deformationen, können die tangentialen Spannungen ebenfalls über den tangentialen Spannungen vor Beginn der Injektion liegen. Sie sind jedoch grundsätzlich kleiner als die radialen Spannungen. Bei bindigen Böden können tangential auch Zugspannungen auftreten. Die Spannungen nähern sich mit größer werdendem Abstand zum Injektionskörper den Anfangsspannungen des Bodens. Insgesamt ergibt sich etwa eine kugel- bis zylinderförmige Spannungsverteilung entsprechend der Injektionskörperform (Abbildung 31). Zusätzlich ist der qualitative Verlauf der radialen Spannung über den radialen Abstand zum Injektionskörper für einen horizontalen Schnitt dargestellt. Eine genaue Spannungsverteilung ist in Kapitel 3.5.1, Abbildung 42 für den elastischen Sonderfall sowie Abbildung 44 für den elastoplastischen Fall nach Mohr-Coulomb dargestellt.

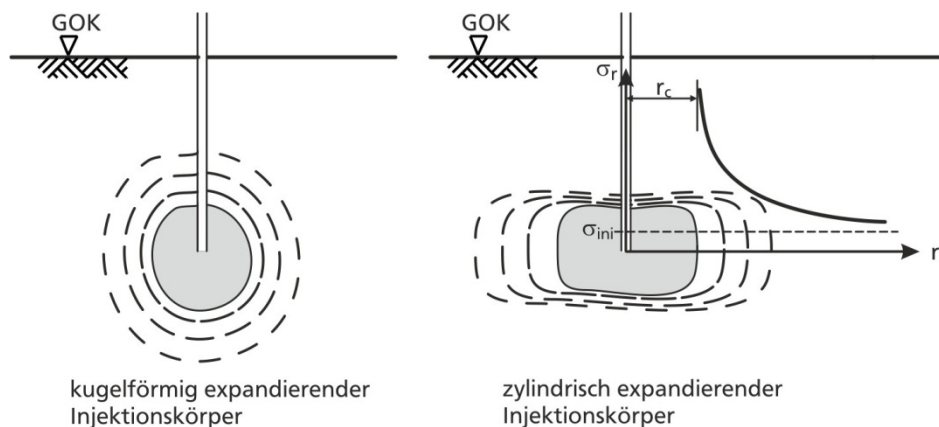


Abbildung 31: Idealisierte Injektionskörperformen und charakteristische Spannungsverteilung

Nahe dem Injektionskörper finden Schervorgänge und plastische Deformationen statt. Ab einer Entfernung, in der die injektionsbedingte Spannung kleiner als die überlagerungsbedingte Spannung des Bodens ist, treten lt. [Brown, Warner, 1973] elastische Deformationen auf. Die verursachten radialen Verschiebungen nehmen analog zu der radialen Spannungsverteilung mit dem Abstand zur Injektionsstelle überproportional ab. Abbildung 32, links zeigt die Verschiebungen in Abhängigkeit des Abstandes zum Injektionskörper in einem idealisierten homogenen Boden für den Fall, dass keine Verdichtung resultiert. Rechts ist der Verlauf für einen Verdichtungs Vorgang dargestellt.

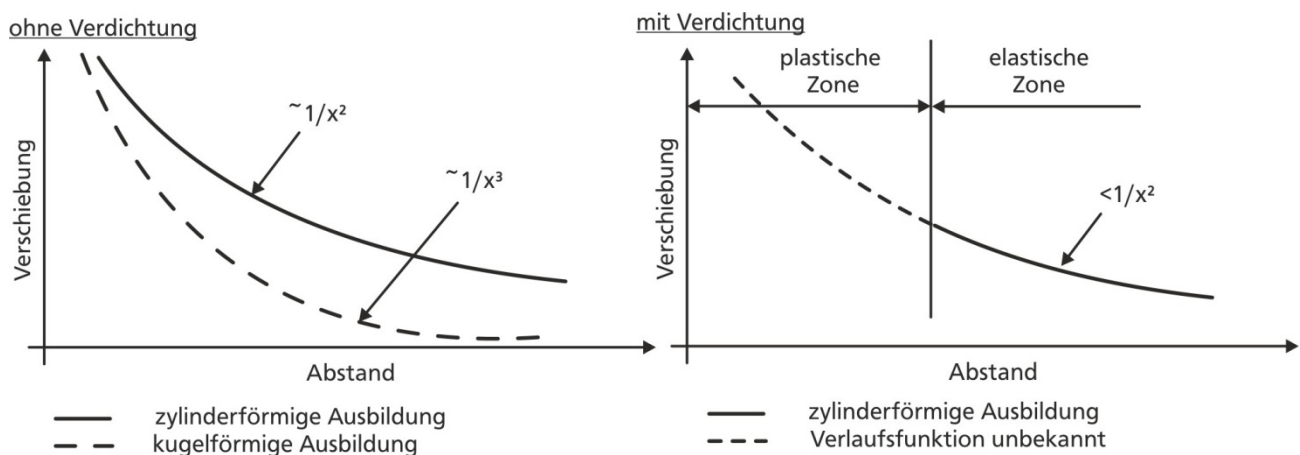


Abbildung 32: Abhängigkeit der Verschiebung zum Injektionskörperabstand [Byle, 2000]

Mit steigendem Injektionsdruck vergrößert sich der Einflussradius des Injektionskörpers. Eine Abhängigkeit des Einflussradius über die Injektionstiefe ist nach [Graf, 1992] nur bis etwa 3 m Tiefe gegeben. Ab etwa 4 m Tiefe geht [Graf, 1992] von einem konstanten Einflussradius über die Injektionstiefe aus.



### 3.2. Verdichtung nichtbindiger Böden

Durch die relative Verschiebung der Bodenkörner, die näher am expandierenden Injektionskörper liegen, zu den Bodenkörnern, die weiter weg liegen, kommt es im Boden zu einer Deformation in Form einer Kompaktion bzw. Verdichtung. Der Verdichtungsprozess kann in zwei grundlegende Mechanismen *Partikelbruch* und *Partikelgleiten* unterteilt werden [El-Kelesh, Matsui, 2003]. Beim Partikelbruch ergeben sich Deformationen infolge von Bruch einzelner Bodenkörner. Beim Partikelgleiten und -rollen, auch als Abscheren des Bodens bekannt, kommt es zu Relativverschiebungen zwischen den Bodenkörnern in Form von Gleiten und Rollen. Diese zwei bodenmechanischen Vorgänge können gleichzeitig auftreten, wobei entweder das Partikelgleiten und -rollen bzw. der Schervorgang oder der Partikelbruch dominiert. Solange ein Verdichtungsinjektionsvorgang überwiegend zu Partikelgleiten und -rollen führt, kann sich bei zunächst lockerer Lagerungsdichte eine stetig wachsende Verbesserung durch Verdichtung mit fortlaufendem Injektionsvorgang ergeben. Der Boden weist ein kontraktantes Verhalten auf. Eine Verdichtung ergibt sich folglich nicht nur aus der Verdrängung durch das Volumen des Injektionskörpers, sondern zusätzlich durch die Volumenstauchungen des Bodens infolge seines kontraktanten Verhaltens. Mit fortschreitender Injektion und Verdichtung des Bodens entwickelt sich ein dilatantes Verhalten. Durch die Schervorgänge v. a. in Injektionsnähe entstehen Volumendehnungen, die plastische Zone um die Injektion herum vergrößert sich und es kann zu Hebungen kommen. Das bedeutet, der Anfangsspannungszustand hat einen signifikanten Einfluss auf das Verdichtungsverhalten des Bodens [El-Kelesh et al., 2009]. Somit hängt die Verdichtungswirkung eines Bodens von der Überdeckungslast und der Anfangslagerungsdichte des Bodens ab, wie in Abbildung 33 dargestellt.

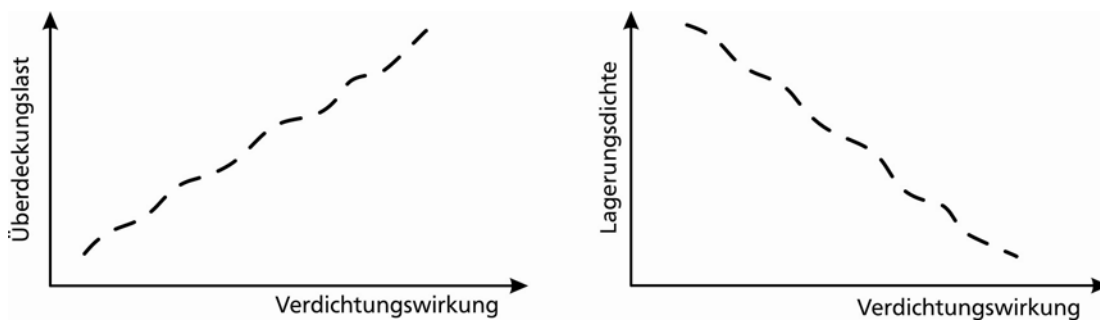


Abbildung 33: Einflüsse auf die Verdichtungswirkung bei nichtbindigen Böden

Ist eine maximale Verdichtung erreicht und die Bodenzone, in der Volumendehnungen stattfinden können, eingegrenzt, z. B. bei engem Injektionsraster in großer Tiefe, kann der Partikelbruch zum dominierenden Deformationsmechanismus werden. Nach [Dietrich, Arslan, 1985] kann der Partikelbruch in die *Abrasion*, dem oberflächlichen Abscheren von Kornfragmenten und den *Kornbruch* in zwei oder mehrere etwa gleich große Kornfragmente unterteilt werden. Infolge dessen kann es beim weiteren Injizieren zu einer Verringerung der Verdichtung kommen. Grundsätzlich ergibt sich eine dauerhafte Verdichtung durch eingegrenzte elastische und durch plastische Deformationen [Byle, 2000]. Daher wird bei von außen nach innen hergestellten Säulenrastern die maximal mögliche Verdichtung schneller erreicht als bei umgekehrter Herstellreihenfolge. Bei oberflächennahen Injektionen ist ein Partikelbruch unwahrscheinlich, da vorher auftretende Hebungen den Boden entspannen. Hier führen die elastischen Deformationsanteile nicht zu einer Verdichtung.

Der Injektionsdruck steigt mit der Dichte des Bodens an. Ein stetiger Anstieg über die Zeit weist somit auf einen Verdichtungsprozess hin. Ein plötzlicher Anstieg hingegen deutet bei nichtbindigen Böden auf eine Verplombung (s. S. 22) hin, hervorgerufen durch eine zu hohe Ausblutrate (vgl. Abbildung 12). Kontrolliert werden kann dies durch eine Begrenzung der Durchlässigkeit und somit der Viskosität des Injektionsmittels. Andererseits gilt, je höher die Viskosität des Injektionsmittels, desto größer die Verbesserung des Bodens, quantifiziert durch die injizierbare Menge bzw. das in einen Boden maximal



injizierbare Volumen bevor es zum Injektionsmittelverlust entlang des Ringraums zwischen Injektionslanze und Boden oder zu Hebungen an der GOK kommt. Letzteres wurde von [Brown, Warner, 1973] für einen Sandboden festgestellt (vgl. S. 28). Aufgrund dieser Abhängigkeit werden zur Verdichtung nichtbindiger Böden Injektionsmittel mit kleinem Setzmaß verwendet [Graf, 1992]. Für eine hohe Verdichtungswirkung empfiehlt [Byle, 2000] daher eine möglichst hohe Viskosität und Durchlässigkeit für das Injektionsmittel, ohne den maximalen Grenzwert zu überschreiten, ab welchem eine Verplombung erfolgen würde (vgl. Abbildung 6). Handelt es sich um einen locker gelagerten Boden ist auch ein Injektionsmittel mit höherem Setzmaß zulässig. Die injizierbare Menge hängt ebenfalls von der Injektionsrate ab. Je langsamer injiziert wird, desto größere Mengen lassen sich in den Boden ohne Hebungen an der GOK einbringen. Die Injektionsrate kann bei lockerer Lagerung des Bodens größer gewählt werden als bei dichter Lagerung. Allgemein ist die ausführbare Injektionsrate bei geringer Steifigkeit des Bodens größer als bei größerer Steifigkeit [Al-Alusi, 1997].

Die Verdichtungsverteilung ist analog zu den Verschiebungen und den Spannungen entsprechend der Injektionskörperform ausgebildet und baut sich bei einer Einzelinjektion überproportional zum radialen Abstand vom Injektionskörper aus ab. Am Rand eines Injektionsfeldes nehmen die durch die Injektion aufgebauten horizontalen Spannungen nach Abschluss der Injektion ab, ebenso wie die elastischen Deformationsanteile [Byle, 2000]. Überlagern sich jedoch die Verschiebungen bzw. die Verdichtungswirkung von benachbarten Injektionskörpern innerhalb eines Rasters kann eine konstante und dauerhafte Verdichtung auch infolge der elastischen Deformationsanteile über die Fläche erzielt werden.

Zur Beurteilung von Injektionsrastern in nichtbindigem Boden wurde von [El-Kelesh, Matsui, 2003] der Begriff der Verbesserungseffektivität (s. S. 30) eingeführt. Sie ist die Erhöhung der Baugrundtragfähigkeit infolge einer Verdichtungsinjektion bezogen auf das relative Injektionsvolumen (s. S. 7). Die qualitative Abhängigkeit der Verbesserungseffektivität von der Steifigkeit des Bodens ist in der folgenden Abbildung 34 dargestellt. Grobkörnigere, tragfähigere Böden können mit kleinerem relativem Injektionsvolumen genauso gut verbessert werden, wie feinkörnigere, weniger tragfähige Böden. Durch eine eingrenzende Herstellreihenfolge von außen nach innen kann eine größere Verbesserungseffektivität erzielt werden, solange kein Partikelbruch im Boden überwiegt (s. o.).

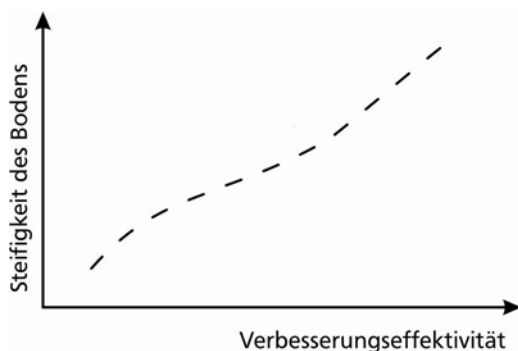


Abbildung 34: Abhängigkeit der Verbesserungseffektivität von der Baugrundsteifigkeit

### 3.3. Konsolidation bindiger Böden

Wassergesättigte bzw. nahezu wassergesättigte Böden mit schwacher Durchlässigkeit konsolidieren infolge der Restspannungen aus Verdichtungsinjektionen, d. h. infolge des wirksamen Injektionsdruckes [Byle, 2000]. Die Konsolidation hat eine Verbesserung der Tragfähigkeit zur Folge. Durch die schwache Durchlässigkeit können je nach Wassersättigung des Bodens große Porenwasserüberdrücke entstehen, die sich nur langsam abbauen. Gegenüber durchlässigeren, nichtbindigen Böden sind andere Injektionsparameter anzuwenden. So kann z. B. ein Injektionsmittel

mit größerem Setzmaß als für nichtbindige Böden verwendet werden [Al-Alusi, 1997]. Die Gefahr einer Verplombung besteht nicht, da die schwache Durchlässigkeit bindiger Böden ein schnelles Ausbluten des Injektionsmittels verhindert. Der ausführbare Injektionsdruck ist i. d. R. kleiner als bei nichtbindigen Böden. Die Injektionsrate bei wassergesättigten bindigen Böden ist unmittelbar durch die Durchlässigkeit, d. h. durch die Geschwindigkeit des Porenwasserdruckabbaus begrenzt.

Nach [Kovacevic et al., 2000] kommt es bei Böden mit Durchlässigkeitsbeiwerten von  $\leq 10^{-6}$  m/s zu einer verminderten Verdichtung gegenüber durchlässigeren Böden. Durch die Injektion in solchen wenig durchlässigen Böden werden zunächst undrännierte Verhältnisse hervorgerufen. Der schnelle Druckaufbau bewirkt eine dementsprechende Erhöhung der Porenwasserdrücke und eine Reduzierung der wirksamen Hauptspannungen. Beim anschließenden Konsolidierungsvorgang kann es zu einer Verdichtung des Bodens kommen, die allerdings kleiner ist als bei einer dränierten Verdichtung in einem durchlässigeren Boden.

Ebenso, wie von der Durchlässigkeit des Bodens, ist der Grad der anschließenden Verdichtung von dem Sättigungsgrad des Bodens abhängig. Bei größerer Sättigung ergibt sich eine Reduzierung der wirksamen Hauptspannungen und damit kleinere Verdichtungsgrade als bei kleinerer Sättigung [Byle, 2000]. Diese beiden Abhängigkeiten sind in Abbildung 35 dargestellt. Der Grund für die Abhängigkeiten der Verdichtung von Durchlässigkeit und Sättigung des Bodens ist die vorangegangene Reduzierung der wirksamen Hauptspannungen. Dadurch kommt es bei der Konsolidation zunächst zu einer Wiederbelastung und dann zu einer Erstbelastung. Ausgehend von einem steiferen Verhalten bei der Wiederbelastung erklärt sich die geringere Verdichtung. Eine deutliche Erhöhung des Porenwasserdrucks ist nach Messungen von [Mejia, Boulanger, 1995] bei einem Langzeitversuch in überwiegend schluffigem Boden in einem radialen Abstand von 2,4 m noch feststellbar, in einer Entfernung von 6 m jedoch nicht mehr.

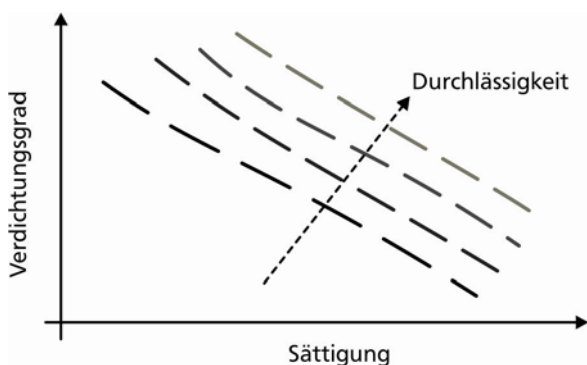


Abbildung 35: Abhängigkeit Verdichtungsgrad von Sättigung und Durchlässigkeit

In ihrer numerischen Studie haben [Kovacevic et al., 2000] den Verlauf der Porenwasserdrücke bei Verdichtungsinjektionen in einem undrännierten Boden über den radialen Abstand zur Injektionsstelle berechnet (Abbildung 36).

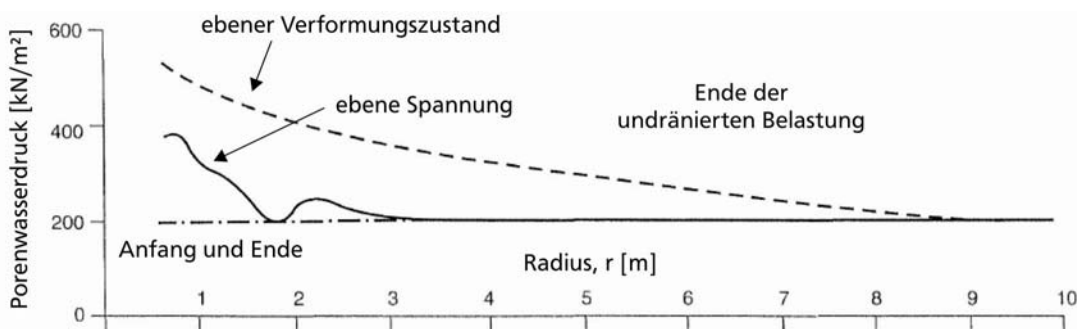


Abbildung 36: Porenwasserdrücke um eine Verdichtungsinjektion nach [Kovacevic et al., 2000]

Dieser Verlauf zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Beobachtungen von [Mejia, Boulanger, 1995] bei ihrem Langzeitversuch. [Liao et al., 2006] stellte in seiner Versuchsreihe für undrained Tonproben eine signifikante Erhöhung der Scherfestigkeit bis zu einem Abstand vom Injektionspunkt, der dem 2fachen Radius des Injektionskörpers entspricht, fest. Als Einflussradius, d. h. als Bereich, innerhalb welchem die Scherfestigkeit größer als die Anfangsscherfestigkeit ist, wurde der 7fache Radius des Injektionskörpers festgestellt.

Eine Verdichtungsinjektion in bindigen Böden kann eine Verbesserung der Tragfähigkeit oder eine kontrollierte Hebungen zur Setzungskontrolle (Kategorie 5 und 6, näheres in Kapitel 3.4) zum Ziel haben. Diese beiden Wirkungen sind entgegengesetzt und schließen sich daher gegenseitig aus. Eine Maximierung des Porenwasserüberdruckes infolge Injektion, maximiert die Konsolidationssetzungen und damit die Verbesserung der Tragfähigkeit des Bodens. Die Hebungseffizienz (s. S. 35) und somit auch die Setzungskontrolle wird dadurch minimiert. Umgekehrt wird durch eine Minimierung der Porenwasserüberdrücke infolge Injektion die Setzungskontrolle begünstigt. Die hervorgerufenen Hebungen bleiben bestehen [Au et al., 2007]. Bei den Laborversuchen von [Komiya et al., 2001] wurde festgestellt, dass hier eine Abhängigkeit zum Überkonsolidierungsgrad des Bodens besteht (s. Abbildung 37). Dies wird durch die Versuchsergebnisse von [Au et al., 2007] bestätigt, bei denen eine hohe Verbesserung der Tragfähigkeit nur bei normalkonsolidiertem und schwach überkonsolidiertem nicht jedoch bei stark überkonsolidiertem Ton festgestellt wurde.

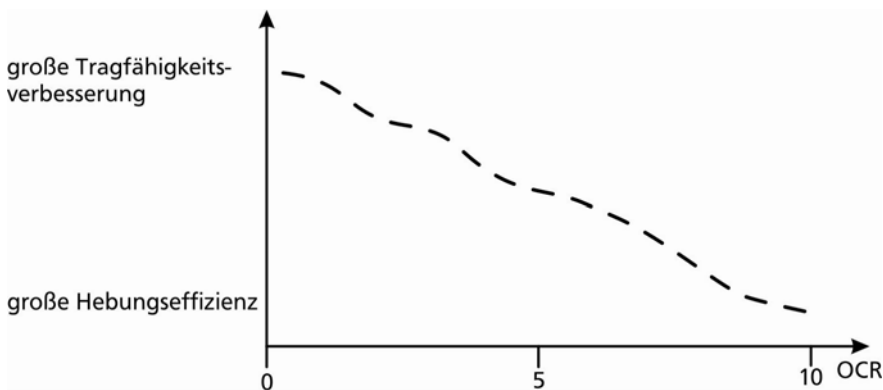


Abbildung 37: Abhängigkeit der Verbesserung der Tragfähigkeit von OCR

### 3.4. Hebungsvorgang

Mit zunehmendem Injektionskörper vergrößert sich der erforderliche Injektionsdruck zum weiterverdichten des Bodens bis der Grenzdruck erreicht wird, ab welchem Hebungen an der Oberfläche erfolgen. Der Grenzdruck ist von der Tiefe der Injektion, dem Radius des Injektionskörpers und ggf. vom Säulengewicht abhängig [Wong et al., 1996]. Bei Annahme isotroper Spannungsverhältnisse im Boden kann idealisiert von einem gleich großen Injektionsdruck in horizontaler und vertikaler Richtung ausgegangen werden. Nach Erfahrungswerten von [Brown, Warner, 1973] kann bei der Verdichtung einer wenig tragfähigen Schicht zwischen zwei gut tragfähigen Schichten der nach oben gerichtete Druck proportional zum Quadrat des Säulendurchmessers angenommen werden, während sich der horizontale Druck proportional zum Durchmesser verhält. Der maximale Druck ist dadurch begrenzt, dass der nach oben gerichtete Druck irgendwann an der Geländeoberfläche Hebungen verursacht und eine weitere Verdichtung ausbleibt [Graf, 1969]. Dieser Zustand kündigt sich durch ein plötzliches Stagnieren des Injektionsdruckes an (s. Abbildung 12). Somit hängt die Verdichtbarkeit an einem Injektionspunkt von dem Eigengewicht eines darüber angenommenen Bruchkörpers ab. Nach [Graf, 1969] ist dieser Bruchkörper wie ein Kegelstumpf entsprechend Abbildung 38 geformt.

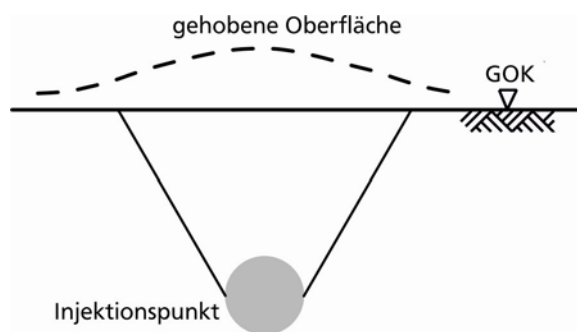


Abbildung 38: Idealisierter Hebungsmechanismus

Die Neigung der Scherfläche, dargestellt durch den Kegelstumpf und somit der Radius des Oberflächenbereiches der Hebungen, ist nach [Graf, 1969] von den Scherparametern des Bodens abhängig und liegt zwischen  $30^\circ$  und  $45^\circ$  zur Vertikalen. Diese Modellannahme wurde z. B. von [Wong et al., 1996] bei einem Ausführungsbeispiel (s. S. 11) in Sand erfolgreich verwendet. In einer Laboruntersuchung von [Nichols, Goodings, 2000] konnte allerdings dieser Hebungsmechanismus, bei dem der Bruchkörper einem auf den Kopf gestellten Kegelstumpf gleicht, nicht bestätigt werden. Die Hebungen breiteten sich hier nicht horizontal aus sondern beschränkten sich in ihrer Ausdehnung i. W. auf den Bereich über dem Injektionskörper. [Nichols, Goodings, 2000] sehen eher Parallelen zu dem zylinderförmigen Hebungsmechanismus bei tiefliegenden Auftriebsankern nach [Fadl 1981], [Ovesen, 1981] oder [Sutherland, 1988]. Im Gegensatz zu einem exponentiellen Anstieg des Hebungswiderstandes über die Tiefe, entsprechend eines konischen Bruchkörpers, ist nach [Fadl 1981] bei größeren Tiefen ein etwa linearer Anstieg vorausgesetzt. Der Bruchkörper weist keine aufweitende sondern eher eine zylinderähnliche Form auf.

Die Abhängigkeit der Hebungen von einer evtl. Neigung der Injektionssäule zur Vertikalen ist nach einem analytischen Berechnungsansatz von [Basu et al., 2009] nichtlinear. Mit zunehmender Neigung der Injektionssäule steigt die Hebung bei kleinen Neigungsbeträgen zunächst stärker und dann bei größeren Neigungsbeträgen flacher an. Für große Injektionstiefen und bei Neigungen  $> 70^\circ$  wird die Hebungsdivergenz vernachlässigbar klein.

Kommt es in nichtbindigen Böden infolge Injektion zu Hebungen, ist die Hebungseffizienz, d. h. das Hebungsvolumen bezogen auf das Injektionsvolumen, durch die Überdeckungslast und die Lagerungsdichte des Bodens vor der Verdichtung beeinflusst. Die Abhängigkeit zwischen diesen beiden Größen und der Verdichtungswirkung ist entgegengesetzt, so wie auch die Hebungseffizienz und die Verdichtungswirkung entgegengesetzte Effekte sind (vgl. Abbildung 33).

Bei bindigen Böden ist die Resthebung nach abgeschlossener Konsolidierung des Bodens von verschiedenen Parametern abhängig. Zum einen steigt die Hebungseffizienz mit steigendem Überkonsolidierungsgrad wie bereits in Kapitel 3.3, Abbildung 37 dargestellt. Die weiteren Einflüsse auf die Hebungseffizienz nach Versuchsreihen von [Komiya et al., 2001] und [Jafari et al., 2001] zeigt qualitativ die nachfolgende Abbildung 39.

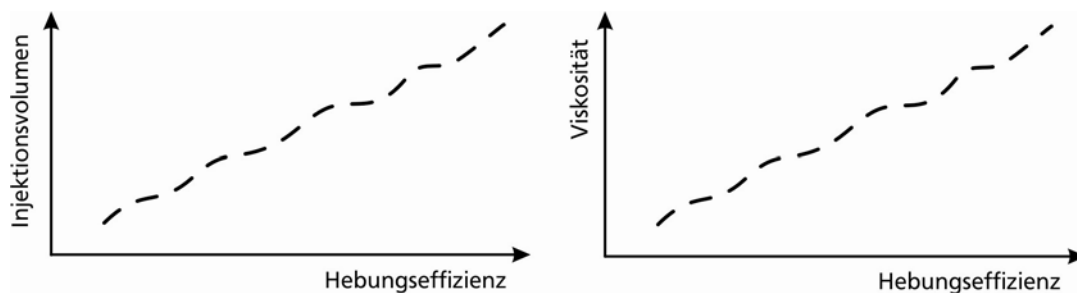


Abbildung 39: Einflüsse auf die Hebungseffizienz bei bindigen Böden

Für normal- und schwach überkonsolidierte Böden wurde für ein bestimmtes Injektionsvolumen eine größere Hebungseffizienz bei kleinerem Injektionsraster festgestellt. Bei stark überkonsolidierten Böden ist die Hebungseffizienz grundsätzlich groß (vgl. S. 39). Ebenfalls führen kürzere Zeitabstände zwischen den Injektionen zu einer größeren Hebungseffizienz [Soga et al., 2004].

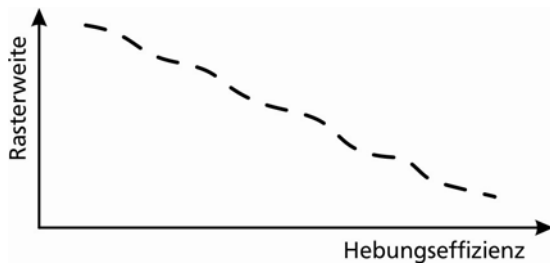


Abbildung 40: Einfluss der Rasterweite bei normal- und schwach überkonsolidierten Böden

### 3.5. Modellierungsansätze

#### 3.5.1. Analytische Modellierungsansätze

Die Modellierung eines Verdichtungsinjektionsvorganges kann grundsätzlich in die

- Modellierung der Aufweitung des Injektionskörpers,
- Modellierung des Verdichtungs- bzw. Konsolidationsvorganges im Boden und
- Modellierung des Hebungs Vorganges

unterteilt werden.

Geschlossene Lösungen für die Aufweitung des Injektionskörpers können anhand der Theorie der Hohlraum aufweitung (engl.: cavity expansion theory) abgeleitet werden. Die Theorie der Hohlraum aufweitung ist ursprünglich eine Vollraum-Betrachtung und beschreibt die Aufweitung eines Hohlraumes in einem beliebigen Festkörper, z. B. im nicht oberflächennahen Boden. Für Aufweitungsvorgänge im Boden ist eine Auswahl an Lösungsansätzen nach der Theorie der Hohlraum aufweitung im Vollraum in diesem Kapitel zusammengestellt. Zur Lösung der Differentialgleichungen dieser analytischen Formulierungen bedarf es neben der Festlegung von Randbedingungen, der Wahl eines geeigneten Stoffgesetzes für den Boden. Je nach Stoffgesetz können damit Volumendehnungen und somit Verdichtungs Vorgänge oder auch zeitabhängiges Verhalten und somit Konsolidations Vorgänge berechnet werden. Bei komplexen Stoffgesetzen ist ggf. zusätzlich zur Theorie der Hohlraum aufweitung ein Näherungsverfahren bzw. eine numerische Methode zur Berechnung der Spannungen im Boden erforderlich. Für die Betrachtung von Hebungen infolge von Verdichtungsinjektionen ist die Vollraum-Betrachtung ungeeignet. Stattdessen wird der Boden als Halbraum modelliert. Ob Hebungen stattfinden, kann durch die Grenzzustandsbetrachtung des kegelförmigen Abscherens (engl.: conical shear failure) geprüft werden. Zur Berechnung von Hebungen an der GOK gibt es analytische Lösungen nach der Theorie der Hohlraum aufweitung im Halbraum.

Die größtmögliche Vereinfachung des Verdichtungsinjektionsproblems resultiert aus der Betrachtung einer sphärischen Aufweitung im linear-elastischen, homogenen, isotropen Vollraum, d. h. Verdichtung, Konsolidation und Hebungen bleiben unberücksichtigt. Bei dieser Annahme gibt es um das Injektionsvolumen eine sphärische Grenze, die nach [Al-Alusi, 1997] *neutrale Grenze* (engl.: neutral boundary) bezeichnet wird, innerhalb derer sich der Injektionsdruck im Boden vollständig abbaut. Per Definition sind an der neutralen Grenze die aus dem Pumpdruck  $p^*$  resultierenden Spannungen und Dehnungen gleich null.

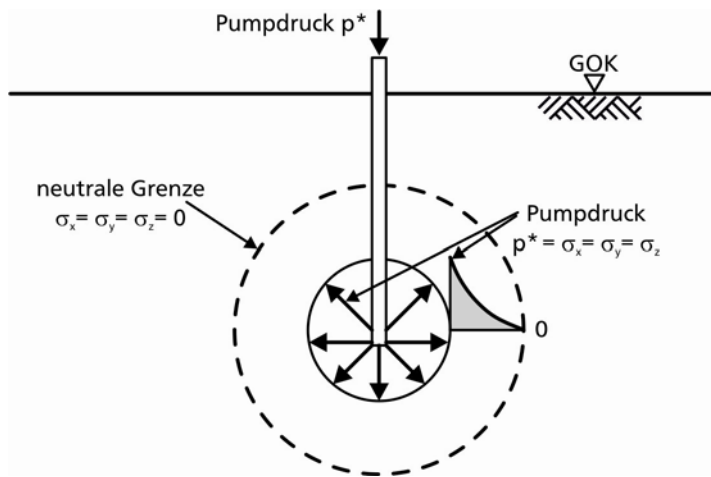


Abbildung 41: Sphärische Grenze im homogen, isotropen Boden [Al-Alusi, 1997]

Die GOK in Abbildung 41 dient nur dazu, eine Hohlräumeaufweitung im Boden zu veranschaulichen. Tatsächlich handelt es sich um eine Vollraum-Betrachtung, bei der keine evtl. Hebungen an der GOK berücksichtigt werden. Die Reibungsverluste in der Verrohrung und im Injektionskörper werden ebenfalls vernachlässigt, daher gilt  $p^* = \sigma_x = \sigma_y = \sigma_z$ . Für das homogene, linear-elastische, isotrope Material berechnet sich die Volumendehnung  $\varepsilon_v$  aus dem Volumen des Injektionskörpers  $V_i$  dividiert durch das Bodenvolumen  $V_{nb}$  innerhalb der neutralen Grenze:

$$\varepsilon_v = \frac{V_i}{V_{nb}} \quad (6)$$

$V_i$ : Injektionsvolumen

$V_{nb}$ : Bodenvolumen innerhalb der neutralen Grenze

Definiert man einen Kompressionsmodul des Bodens mit

$$E_b = \frac{p^*}{\varepsilon_v} \quad (7)$$

$p^*$ : Pumpdruck

erhält man aus (6) und (7):

$$\frac{V_i}{V_{nb}} = \frac{p^*}{E_b} \quad (8)$$

Der Anstieg der Bodendichte  $\Delta\gamma$  ist:

$$\Delta\gamma = \frac{\Delta m}{V_{nb}} \quad (9)$$

$\Delta m$ : eingebrachte Masse

$$\Rightarrow \Delta\gamma = \frac{\Delta m}{V_i} \cdot \frac{p^*}{E_b} \quad (10)$$

Dabei ist die eingebrachte Masse nicht etwa die Masse des eingebrachten Injektionsgutes. Die eingebrachte Masse in das Volumen  $V_{nb}$ , welche effektiv die Dichte des Bodens innerhalb  $V_{nb}$  erhöht, ist das Volumen des eingebrachten Injektionsgutes multipliziert mit der Anfangsdichte des Bodens  $\gamma$  [Al-Alusi, 1997] und es lässt sich der verbesserte Kompressionsmodul nach (12) berechnen:

$$\Delta m = V_i \cdot \gamma \quad (11)$$

$\gamma$ : Dichte des Bodens

$$\Rightarrow E_b = \gamma \cdot \frac{p^*}{\Delta\gamma} \quad (12)$$

Will man über diese Überlegungen hinaus die Verteilung der Spannungen und Verschiebungen im Boden infolge des aufgebracht Injektionsdruckes berechnen, kann auf analytischem Wege die



---

Theorie der Hohlraum aufweitung verwendet werden. Bei der Theorie der Hohlraum aufweitung wird von einem maximal möglichen, die Aufweitung verursachenden Druck ausgegangen. Dieser Wert kann bezogen auf ein bestimmtes Hohlraumvolumen nicht überschritten werden, da bei diesem maximal möglichen Druck die gleichmäßige Hohlraum aufweitung einsetzt (vgl. S. 43). Asymmetrische Deformationen (hydraulische Rissbildungen) sind nur bei kleineren Druckverhältnissen möglich [Bezuijen, van Tol, 2007]. Je nach Wahl der Randbedingungen kann von druckgesteuerter oder verschiebungsgesteuerter Hohlraum aufweitung ausgegangen werden. Bei druckgesteuerter Aufweitung ist der Injektionsdruck gleichmäßig verteilt, eine Funktion der Zeit und unabhängig von der Deformation des Hohlraumes. Der daraus resultierende Hohlraum kann von einer sphärischen oder zylindrischen Form abweichen.

Im Gegensatz dazu bleibt bei verschiebungsgesteuerter Aufweitung die Deformation des Hohlraumes sphärisch oder zylindrisch. Verdichtungsinjektionsvorgänge können nach [Au et al., 2006b] besser mit druckgesteuerter Hohlraum aufweitung beschrieben werden, da z. B. der Injektionskörper sich nicht nur sphärisch oder zylindrisch ausdehnt, sondern immer eine komplexere Form aufweist. Die meisten analytischen Lösungen beschränken sich dennoch auf sphärische oder zylindrische, verschiebungsgesteuerte Hohlraum aufweitung in unendlich ausgedehntem (Vollraum-Betrachtung), homogen isotropen Kontinuum bei isotropem Spannungszustand [Au et al., 2006b]. Der Boden verformt sich elastisch bis zu einer definierten Fließfläche, z. B. nach Mohr-Coulomb oder Cam-Clay. Die Verschiebungen des Bodens sind daher radial, womit das Problem eindimensional ist. Desweiteren wird zwischen undrained Bedingungen, d. h. Volumenkonstanz und drained Bedingungen, d. h. keine Porenwasserüberdrücke, unterschieden.

Die Theorie der Hohlraum aufweitung wird in der Geotechnik für Anwendungsgebiete wie die Tragfähigkeit einer Tiefgründung, die Analyse und Interpretation von Drucksondierungen (CPT), Kraterbildung bei Sprengungen, Bruchwiderstand bei Verpressankern oder bei Verdichtungsinjektionen eingesetzt. Ursprünglich wurde die Theorie der Hohlraum aufweitung für Metalle entwickelt. So wurde z. B. in [Chadwick, 1957] eine sphärische Hohlraum aufweitung in Metallen mit Elastoplastizität nach Mohr-Coulomb mit assoziierter Fließregel, d. h. ohne Berücksichtigung einer Kompression beschrieben. Diese analytische Lösung gilt für kleine Deformationen (näheres hierzu Kapitel 4.1). Erst später wurde die Theorie der Hohlraum aufweitung für geotechnische Probleme verwendet und sukzessive verfeinert. Ein wesentlicher Beitrag hierzu war die Formulierung nach [Vesic, 1972]. Hier wurde Elastoplastizität nach Mohr-Coulomb mit einer mittleren Volumendehnung in der plastischen Zone als Stoffgesetz für den Boden verwendet. Damit konnte erstmals die Verdichtung eines drained Bodens infolge einer Hohlraum aufweitung modelliert werden. In [Baligh, 1976] wurde der Ansatz von [Vesic, 1972] durch die Abhängigkeit des inneren Reibungswinkels von den Normalspannungen erweitert. In [Carter et al., 1986] wurde eine geschlossene Lösung mit Elastoplastizität nach Mohr-Coulomb mit nicht-assoziierter Fließregel für kleine Deformationen formuliert. Im Falle von kleinen Deformationen im elastischen Bereich und großen Deformationen im plastischen Bereich war zusätzlich ein Näherungsverfahren notwendig. Darauf aufbauend entwickelten [Yu, Houlsby, 1991] durch ein inkrementelles Lösungsverfahren auch für große Deformationen im plastischen Bereich eine geschlossene Lösung. Durch die Verwendung der Theorie großer Deformationen sind diese Lösungsansätze auch für Anwendungsgebiete wie Verdichtungsinjektionen, bei denen wesentlich größere Deformationen als z. B. bei Sondierungen im Baugrund stattfinden, geeignet. In Arbeiten wie [Collins, Yu, 1996] oder [Collins et al., 1992] wurde Elastoplastizität mit den Stoffgesetzen *Cam-Clay*, *Modified Cam-Clay* sowie einem weiteren Modell, beruhend auf der *Theorie des kritischen Zustandes* (engl.: critical state), für den Baugrund angewendet. Bei diesen Modellen sind die Scherparameter keine Konstanten und es können verfestigende Eigenschaften des Bodens modelliert werden. Außerdem ermöglicht die veränderliche Porenzahl bei diesen Modellen einen unmittelbaren Rückschluss auf die Verdichtungswirkung von Hohlraum aufweitungen. Während es für das Berechnungsmodell mit *Cam-Clay* eine geschlossene Lösung gibt, ist bei Verwendung von *Modified Cam-Clay* ergänzend ein Näherungsverfahren zur Ermittlung der Spannungen notwendig. In [Cao et al., 2001] wird daher die Annahme getroffen, dass die deviatorischen Spannungen in der

plastischen Zone gleich der deviatorischen Grenzspannung sind. Daraus ergibt sich eine annähernd geschlossene Lösung unter Verwendung des Modified Cam-Clay Modells. Einige analytische Lösungsansätze nach der Theorie der Hohlraumaufweitung (Vollraumbetrachtung) sind in Tabelle 13 zusammengestellt. Einen umfangreichen Überblick über die Theorie der Hohlraumaufweitung in der Geomechanik bietet [Yu, 2000]. Die Theorie der Hohlraumaufweitung wird ausgehend vom linear-elastischen Sonderfall beispielhaft am Lösungsansatz nach [Vesic, 1972] erläuternd hergeleitet.

Tabelle 13: Analytische Lösungsansätze nach der Theorie der Hohlraumaufweitung

[Quelle]	Modellierungsansatz	Stoffgesetz
[Chadwick, 1957]	kugelförmige Hohlraumaufweitung	elastoplastisch (Mohr-Coulomb) assoziierte Fließregel
[Vesic, 1972]	zylindrische und kugelförmige Hohlraumaufweitung, dräniert und undräniert	elastoplastisch (Mohr-Coulomb)
[Baligh, 1976]	zylindrische und kugelförmige Hohlraumaufweitung, dräniert	elastoplastisch (Mohr-Coulomb, erweitert)
[Davis et al., 1984]	zylindrische Hohlraumaufweitung, undräniert	elastoplastisch (Cam-Clay)
[Carter et al., 1986]	zylindrische und kugelförmige Hohlraumaufweitung, dräniert	elastoplastisch (Mohr-Coulomb) nicht-assoziierte Fließregel
[Collins et al., 1992]	zylindrische und kugelförmige Hohlraumaufweitung, dräniert	elastoplastisch (State-Parameter-Model)
[Collins, Yu, 1996]	zylindrische und kugelförmige Hohlraumaufweitung, undräniert	elastoplastisch (Cam-Clay und Modified Cam-Clay)
[Bolton, Whittle, 1999]	zylindrische Hohlraumaufweitung, undräniert	nichtlinear-elastisch/perfekt plastisch (eigenes Stoffgesetz)
[Cao et al., 2001]	zylindrische und kugelförmige Hohlraumaufweitung, undräniert	elastoplastisch (Modified Cam-Clay)

Bei der analytischen Lösung einer zylindrischen Hohlraumaufweitung wird der Zylinder als unendlich lang betrachtet. Der umgebende Boden wird als gewichtslos, homogen und isotrop angenommen. Hierdurch wird das Problem auf einen ebenen und symmetrischen Fall reduziert. Als Randbedingungen sind Spannungen und Dehnungen am Hohlraumrand und in unendlichem Abstand vom Hohlraum bekannt. Aufgrund der Symmetrie können die Gleichungen für ein infinitesimales Element im Abstand  $r$  vom Injektionsmittelpunkt mit Polarkoordinaten  $(r, \theta)$  formuliert werden:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (13)$$

Analog dazu lautet die Formulierung für einen sphärischen Hohlraum, [Vesic, 1972]:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + 2 \cdot \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (14)$$

Zur Lösung des Problems ist ein Stoffgesetz für den Boden erforderlich. In [Baguelin et al., 1978] ist die Lösung für linear-elastischen Boden wie in Abbildung 42 dargestellt. Aus (13) und (14) ergeben sich die in Abbildung 42 dargestellte radiale und tangentielle Spannungsverteilung um eine zylindrische Hohlraumaufweitung:

$$\sigma_r = p_0 + (p - p_0) \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \quad (15)$$

$$\sigma_\theta = p_0 - (p - p_0) \cdot \frac{r_0^2}{r^2} \quad (16)$$

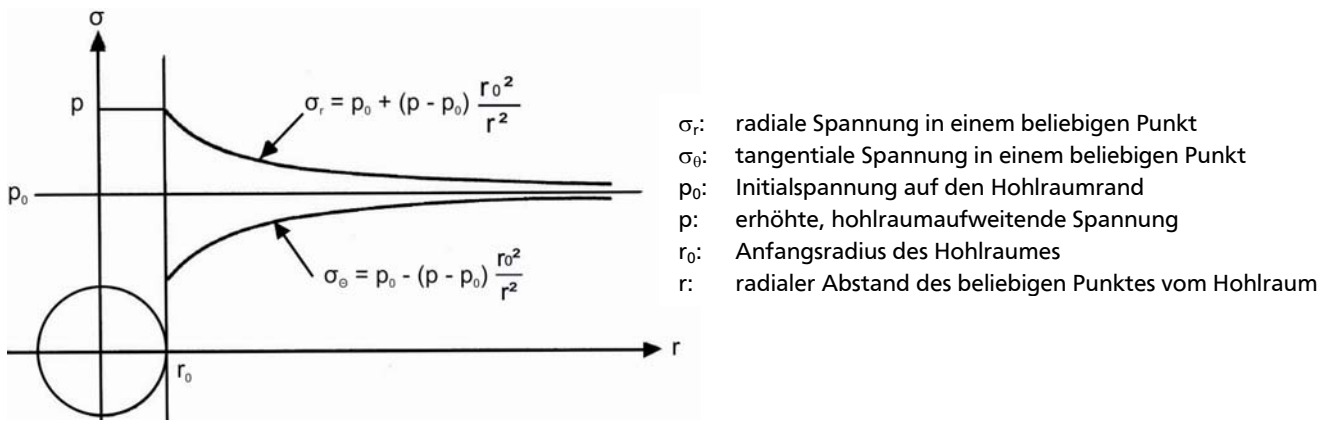


Abbildung 42: Spannungsverteilung für linear-elastischen Sonderfall [Baguelin et al., 1978]

[Vesic, 1972] hat die Theorie der Hohlraumaufweitung auf die zylinder- und kugelförmige Aufweitungen angewendet. Der Boden wird dabei als isotropes, elastisch-plastisches Kontinuum angenommen. Bis zum Beginn eines Fließvorganges verhält sich der Boden elastisch. Die zu (15) und (16) analogen geschlossenen elastischen Lösungen für eine sphärische Aufweitung lauten:

$$\sigma_r = p_0 + (p - p_0) \cdot \frac{r_0^3}{r^3} \quad (17)$$

$$\sigma_\theta = p_0 - \frac{1}{2} \cdot (p - p_0) \cdot \frac{r_0^3}{r^3} \quad (18)$$

Als Grenzbedingung gilt das Kriterium nach Mohr-Coulomb. Es wird ein beliebiger Anfangsradius  $r_0$  des kugel- oder zylinderförmigen Hohlraumes angesetzt. Im Untergrund wird ein isotroper, effektiver Spannungszustand  $\sigma_{ini} = p_0$  vorausgesetzt.

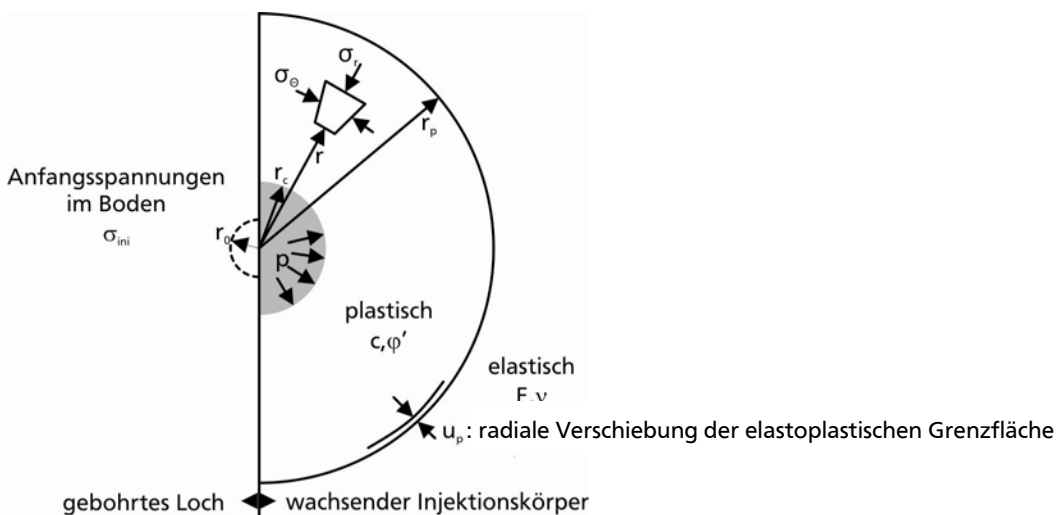


Abbildung 43: Elastoplastische Grenzfläche nach [Vesic, 1972]

Die Spannungsverteilung an der Kontaktzone zwischen Injektionsgut und Boden bzw. am Rand des Hohlraumes ist konstant. Der als Hohlraum aufweitung modellierte Injektionsvorgang lässt den unter der konstanten Spannung  $p$  belasteten Hohlraumrand (bzw. Kontaktzone Injektionskörper-Boden) auf einen kugelförmigen Körper mit dem Radius  $r_c$  ( $c$ : cavity) anwachsen. [Vesic, 1972] setzt infolge dessen voraus, dass sich zwischen  $r_c$  und einem größeren Radius  $r_p$  eine plastische Zone ausbildet. Jenseits von  $r_p$  bleibt das Verhalten des Bodens elastisch. Somit ist die Kugeloberfläche mit dem Radius  $r_p$  eine elastoplastische Grenzfläche. Das Mohr-Coulombsche Bruchkriterium lautet:

$$\sigma_r + c \cdot \cot \varphi' = \frac{1 + \sin \varphi'}{1 - \sin \varphi'} \cdot (\sigma_\theta + c \cdot \cot \varphi') \quad (19)$$

Die Randbedingungen lauten  $\sigma_r = p$  für  $r = r_c$ .

Hinsichtlich der Volumenänderung setzt [Vesic, 1972] voraus, dass die Veränderung des Hohlraumvolumens (bzw. des Injektionsvolumens) gleich der Veränderung der Volumina in der elastischen plus der plastischen Zone ist:

$$r_c^3 - r_0^3 = r_p^3 - (r_p - u_p)^3 + (r_p^3 - r_c^3) \cdot \Delta \quad (20)$$

$\Delta$ : mittlere Volumendehnung in der plastischen Zone

$u_p$ : radiale Verschiebung der elastoplastischen Grenzfläche

Die radiale Verschiebung  $u_p$  der elastoplastischen Grenzfläche lässt sich mit der Laméschen Lösung berechnen, wobei  $p_p$  der Wert von  $\sigma_r$  bei  $r = r_p$  ist:

$$u_p = \frac{1 + \nu}{2 \cdot E} \cdot r_p \cdot (p_p - \sigma_{ini}) \quad (21)$$

Aus (14) und (19) ergibt sich lt. [Vesic, 1972] für den sphärischen Hohlraum (22). Analog ergibt sich für den zylinderförmigen Hohlraum (23):

$$\sigma_{r,sph} = (p + c \cdot \cot \varphi') \cdot \left( \frac{r_c}{r} \right)^{\frac{4 \cdot \sin \varphi'}{1 + \sin \varphi'}} - c \cdot \cot \varphi' \quad (22)$$

$$\sigma_{r,cyl} = (p + c \cdot \cot \varphi') \cdot \left( \frac{r_c}{r} \right)^{\frac{2 \cdot \sin \varphi'}{1 + \sin \varphi'}} - c \cdot \cot \varphi' \quad (23)$$

Das Gleichgewicht der Spannungsponenten bei  $r = r_p$  verlangt im sphärischen Fall:

$$(p + c \cdot \cot \varphi') \cdot \left( \frac{r_c}{r_p} \right)^{\frac{4 \cdot \sin \varphi'}{1 + \sin \varphi'}} = \frac{3 \cdot (\sigma_{ini} + c \cdot \cot \varphi') \cdot (1 + \sin \varphi')}{3 - \sin \varphi'} \quad (24)$$

Der gesamte Verlauf der radialen Spannung  $\sigma_r$  z. B. für eine sphärische Hohlräume aufweitung ergibt sich aus (22) für den plastischen Bereich und aus (17) für den elastischen Bereich. In der nachfolgenden Abbildung 44 ist der Spannungsverlauf für dränierte Verhältnisse bzw. für Böden mit Reibung und Kohäsion entsprechend der vorangegangenen Herleitung der Verlaufsfunktion für die radiale Spannung  $\sigma_r$  und die tangential Spannung  $\sigma_\theta$  über den radialen Abstand  $r$  dargestellt.

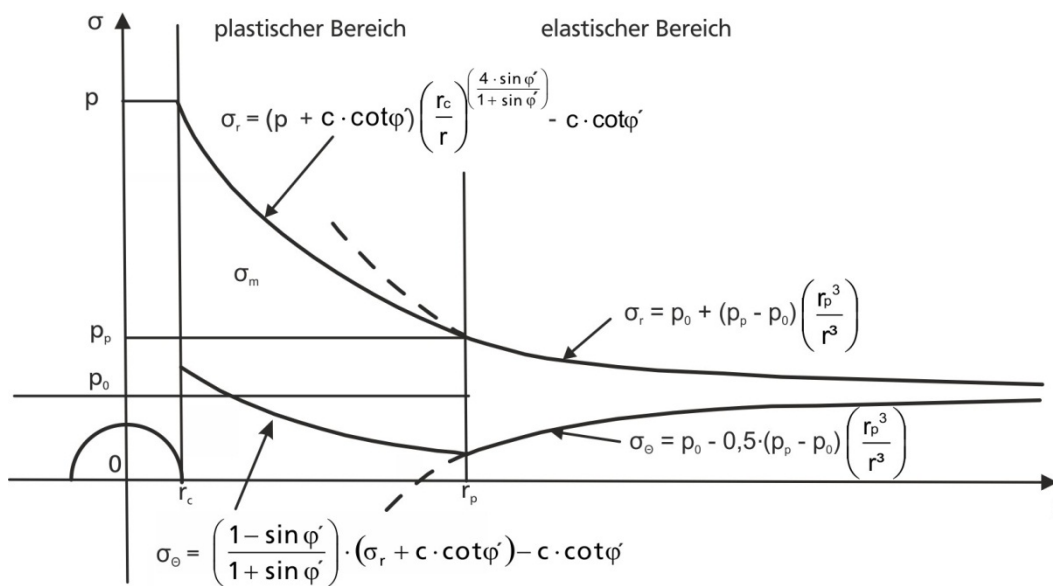


Abbildung 44: Dränierte Spannungsverteilung bei Elastoplastizität nach Mohr-Coulomb

[El-Kelesh et al., 2001] entwickelt aus dem Lösungsansatz von [Vesic, 1972] mit (25) die Abhängigkeit des Injektionskörperradius  $r_c$  vom Injektionsdruck  $p$ . Parameter dieser Funktion sind die Baugrundeigenschaften und die Injektionstiefe.

$$\left(\frac{r_0}{r_c}\right)^3 = a_1 \cdot \left(\frac{p + a_2}{a_3}\right)^{a_4} + \left(\frac{a_3}{p + a_2}\right)^{a_4} - a_5 \quad (25)$$

$r_0$ : Initialradius

$r_c$ : Radius des Hohlraumes (engl.: cavity)

$p$ : Injektionsdruck

vom Boden und Injektionstiefe abhängige Konstanten  $a_1$ - $a_5$ :

$$a_1 = \frac{1}{I_R} - 1 + \left(1 - \frac{1 + \nu}{2 \cdot E} \cdot \frac{4 \cdot \sin \varphi'}{3 - \sin \varphi'} \cdot (\sigma_{ini} + c \cdot \cot \varphi')\right)^3 \quad (26)$$

$$a_2 = c \cdot \cot \varphi' \quad (27)$$

$$a_3 = \frac{3 \cdot (1 + \sin \varphi')}{3 - \sin \varphi'} \cdot (\sigma_{ini} + c \cdot \cot \varphi') \quad (28)$$

$$a_4 = \frac{3 \cdot (1 + \sin \varphi')}{4 \cdot \sin \varphi'} \quad (29)$$

$$a_5 = \frac{1}{I_R} \quad (30)$$

wobei der Steifigkeitsindex  $I_R$  aus dem Verhältnis des Schubmoduls des Bodens zur Anfangsscherfestigkeit ermittelt wird:

$$I_R = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot (c + \sigma_{ini} \cdot \tan \varphi')} \quad (31)$$

Beindet sich der Injektionspunkt geländeoberflächennah, kann es zu Hebungen infolge des Injektionsdruckes kommen. Durch den geringen Überlagerungsdruck sind Verdichtungserfolge nahe der Geländeoberfläche begrenzt. Folglich ist die Tiefe eines Verdichtungsinjektionspunktes maßgebend für die mögliche Injektionsmenge, [Byle, 2000]. Mechanisch idealisiert entsteht nach [Graf, 1969] ein kegelstumpfförmiger Gleitkörper. Dieser Bruchzustand wird als konisches Scherversagen (engl.: conical shearing failure) bezeichnet (siehe auch Kapitel 3.4).

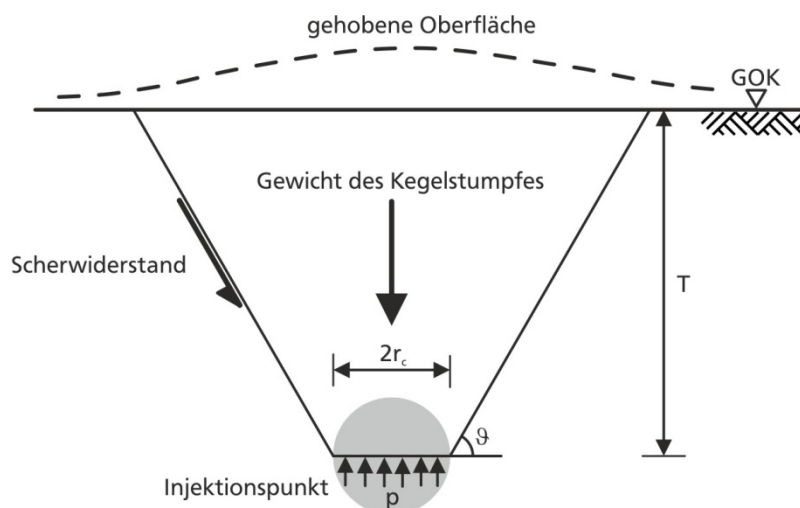


Abbildung 45: Konisches Scherversagen

Sofern der Injektionsdruck größer ist als das Eigengewicht des Kegelstumpfes zuzüglich des Scherwiderstands kommt es zu einem Scherbruch entlang der Mantelfläche des Kegelstumpfes und einer daraus resultierenden Hebung der Geländeoberfläche. Die Gleitflächenneigung zur Horizontalen

$\vartheta$  entspricht der Gleitflächenneigung nach dem Mohr-Coulomb Kriterium. Basierend auf kohäsionslosen Boden stellte [Wong, 1971] bzw. [Wong, 1974] folgende Beziehung auf:

$$p = \gamma \cdot T \cdot \frac{\left(\frac{T}{r_c}\right)^2 + 3 \cdot \left(\frac{T}{r_c}\right) \cdot \tan \vartheta + 3 \cdot \tan^2 \vartheta}{3 \cdot \tan^2 \vartheta} \cdot \left(1 + \frac{2 \cdot (1 - \sin \varphi') \cdot \cos(180^\circ - (\vartheta + \varphi'))}{\cos \varphi' \cdot \cos \vartheta}\right) \quad (32)$$

T: Injektionstiefe  
 $r_c$ : Radius des Injektionskörpers  
 p: Injektionsdruck  
 $\gamma$ : Wichte des Bodens  
 $\vartheta$ : Gleitflächenwinkel zur Horizontalen

Wird der Scherwiderstand vernachlässigt und eine evtl. Gebäudelast auf dem Kegelstumpf berücksichtigt ergibt sich nach [Wong et al., 1996] die kritische Tiefe  $T_{\text{krit}}$  bis zu welcher Hebungen möglich sind mit folgender Ungleichung:

$$T_{\text{krit}} < r_c \cdot \tan \vartheta \cdot \left( \frac{3}{r_c \cdot \gamma \cdot \tan \vartheta} \cdot \left( p - \frac{F}{\pi \cdot r_c^2} \right) + 1 \right)^{\frac{1}{3}} - 1 \quad (33)$$

F: Gebäudelast

Mit (32), dem Kriterium für Hebungen und (25), der Beschreibung des Injektionsvorgangs, kombinierten [El-Kelesh et al., 2001] die Theorien von [Vesic, 1972] und [Graf, 1969] zu einem Berechnungsmodell. Der maximal mögliche Injektionsdruck über die Tiefe ergibt sich nach diesem Modell aus der Betrachtung beider Funktionsverläufe. An der Zustandsgleichung in Abbildung 46 links ist zu erkennen, dass der Injektionsdruck zunächst linear ansteigt bis ein Hebungsinjektionsdruck  $p_{\text{uph}}$  erreicht ist (Kreuzungspunkt beider Kriterien). Bei weiterer Erhöhung des Injektionsdruckes wird ein Grenzinjektionsdruck  $p_{\text{ult}}$  erreicht, bei welchem der Radius des Injektionskörpers mit nur noch geringem Zuwachs des Injektionsdruckes überproportional anwächst und eine Fließgrenze angenähert wird. Abhängig von den Baugrundeigenschaften sowie der Injektionstiefe wird erst der Grenzinjektionsdruck  $p_{\text{ult}}$  oder der Hebungsinjektionsdruck  $p_{\text{uph}}$  erreicht. Bei oberflächennahen Injektionen wird zuerst der Hebungsinjektionsdruck  $p_{\text{uph}}$  und bei tiefliegenden Injektionen der Grenzinjektionsdruck  $p_{\text{ult}}$  erreicht. Aus der Modellbetrachtung von [El-Kelesh et al., 2001] ergibt sich eine bilineare Abhängigkeit der maximalen Injektionsdrücke über die Tiefe. Der Knick in Abbildung 46 rechts markiert den Übergang von einer oberflächennahen zu einer tiefliegenden Injektion.

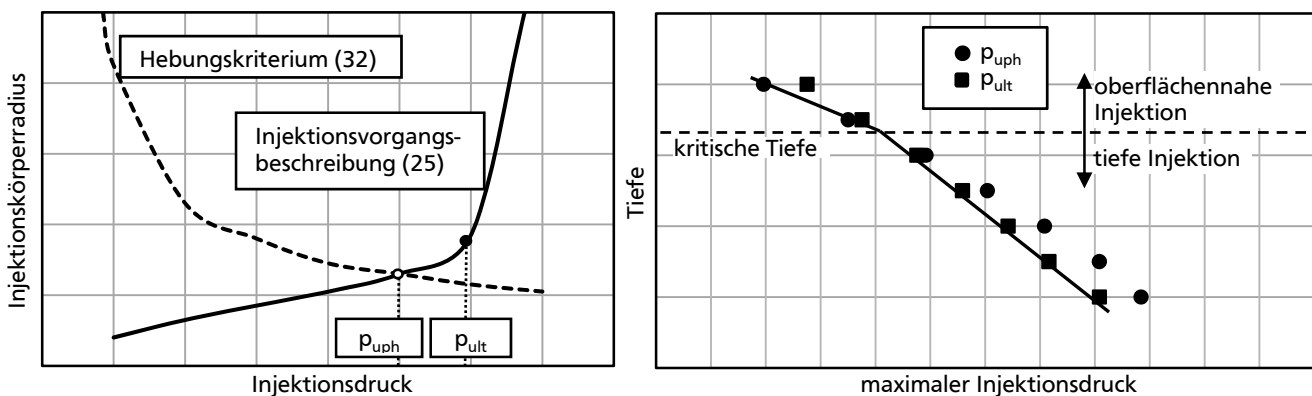


Abbildung 46: Grenzinjektionsdruck nach [El-Kelesh et al., 2001]

Für locker gelagerte Sande liegt der Übergang von einer oberflächennahen zu einer tiefliegenden Injektion bei ca. 3 m bis 4 m unter unbelastetem Gelände. Bei Variation der Modellparameter ergibt sich eine signifikante Abhängigkeit des maximalen Injektionsdruckes lediglich vom inneren Reibungswinkel des Bodens. Beim Vergleich von berechneten maximalen Injektionsdrücken mit gemessenen Werten, stellten [El-Kelesh et al., 2001] fest, dass die maximal möglichen Injektionsdrücke nach dem Berechnungsmodell unter den gemessenen Werten liegen. Dies erklären



---

[El-Kelesh et al., 2001] durch in der Praxis zum Teil bereits verdichtete Bereiche benachbarter Injektionsrasterpositionen, die eine Vorverdichtung verursachen. Im idealisierten Berechnungsmodell ist für den betreffenden Bereich die erhöhte Wichte durch Vorverdichtung und auch die erhöhte Scherfestigkeit infolge bereits fertiggestellter benachbarter Injektionsstrecken nicht berücksichtigt. Daher resultieren kleinere, berechnete, maximale Injektionsdrücke. Desweiteren wird im Berechnungsmodell der Injektionsdruck  $p$  an der Kontaktfläche Injektionskörper-Boden angesetzt. Im Unterschied dazu sind die gemessenen Werte die Injektionsdrücke  $p'$  an der Spitze der Injektionslanze. Die Druckverluste innerhalb des sich ausdehnenden Injektionskörpers sind daher beim Vergleich von berechneten und gemessenen Werten zu berücksichtigen.

Bei Verdichtungsinjektionen zur kontrollierten Hebung (Kategorie 5 & 6) wird nach der Verdichtung des Bodens, in einer zweiten Stufe die Geländeoberfläche oder eine Bauwerksunterkante gezielt angehoben (s. Kapitel 2.2). Mit der Grenzzustandsbetrachtung nach [Graf, 1969] kann geprüft werden, ab welchem Injektionsdruckniveau es zu Hebungen kommt, jedoch nicht die Größe der Hebungen. Hierfür sind Lösungsansätze mit Betrachtung des Halbraumes notwendig. Im Gegensatz zur Vollraumbetrachtung, bei der die Achssymmetrie ausgenutzt werden kann, sind Vorgänge der Hohlraumaufweitung im Halbraum mindestens ein zweidimensionales Problem. Eine analytische Lösung ist daher nur durch die Annahme eines elastischen Bodens möglich [Yu, 2000]. Als Eingangsparameter werden Verschiebungen und nicht Spannungen (Injektionsdruck) wie bei Lösungsansätzen für Verdichtungsvorgänge ohne Hebung verwendet. Eine geschlossene Lösung für die sphärische Aufweitung im elastisch isotropen Halbraum ist ausführlich in [Yu, 2000] bzw. [Keer et al., 1998] hergeleitet. Der Lösungsansatz dient allgemein zur mechanischen Beschreibung von Penetrations- und Perforationsvorgängen und ist somit nicht vor dem Hintergrund eines geotechnischen Problems formuliert worden, kann aber dafür angewendet werden. [Sagaseta, 1987] hat einen zur sphärischen Lösung analogen geschlossenen Lösungsansatz für ein ebenes Problem formuliert, der zur analytischen Berechnung von Setzungen infolge von Tunnelbaumaßnahmen angewendet werden kann. Die Deformation wird als kreiszylinderförmige Stauchung, d. h. entgegengesetzt einer Aufweitung, die Oberfläche als unbelastet und der Boden als inkompressibel und isotrop vorausgesetzt. [Verruijt, Booker, 1996] und [González, Sagaseta, 2001] erweiterten diesen Lösungsansatz um eine mögliche ellipsoide Deformation des Tunnels und kompressiblen Boden. Bei diesen Lösungsansätzen ist die Achse des gestauchten Zylinders horizontal orientiert, wie bei einem Tunnelbauwerk. Daher ist ihre Anwendung auf Verdichtungsinjektionssäulen eher ungeeignet, es sei denn man berücksichtigt bei der Aufweitung die horizontalen Rasterabstände. In [Kummerer et al., 2002] wurde diese analytische Lösung als Aufweitung, repräsentativ für eine Baugrundverdrängung durch Aufbrechinjektionen, mit numerischen Berechnungen verglichen (zu numerischen Modellierungsansätzen s. Kapitel 3.5.2). In [Basu et al., 2009] wird ein analytisches Verfahren zur Abschätzung von Hebungen an der GOK bei zur Vertikalen geneigten Injektionssäulen erläutert. Hier wird ein elastischer, isotroper und homogener Halbraum vorausgesetzt.

Ausgehend von analytischen Lösungsansätzen können Entwurfskonzepte zur Dimensionierung von Verdichtungsinjektionsfeldern für konkrete Anwendungen entwickelt werden. Ein Beispiel für ein solches Entwurfskonzept zur Verdichtung nichtbindiger Böden mit Sackungsgefahr (Kategorie 1) ist in [Schmertmann, Henry, 1992] formuliert. Das Konzept sieht eine repräsentative Gleichgewichtsbetrachtung für eine Injektionsrasterfläche vor. Dem Eigengewicht des Bodens und den Auflasten wird der Reibungswiderstand auf der Kontaktfläche Injektionssäule – Boden und der nach oben gerichtete Injektionsdruck an der Oberseite der Injektionssäule gegenübergestellt. Der Reibungswiderstand resultiert aus der wachsenden seitlichen Verspannung infolge Aufweitung der Säule. Der Anstieg der seitlichen Verspannung ergibt sich aus der Annahme eines gegenüber dem Erdruchdruck  $K_0$  erhöhten Verdichtungserddruckbeiwertes. Dieser Verdichtungserddruckbeiwert kann im Feld aus Bohrlochaufweitungsversuchen oder aus theoretischen Überlegungen wie von [Vesic, 1972], d. h. aus der Theorie der Hohlraumaufweitung, abgeleitet werden. Die seitliche Verspannung wird unter Berücksichtigung eines Spannungsverlustes durch das Abbinden des Injektionsmittels und ggf. durch Kriechvorgänge im Boden der Berechnung zugrunde gelegt.

### 3.5.2. Numerische Modellierungsansätze

Die numerische Modellierung von Baugrundverbesserungen mit Verdrängung des Bodens kann die Herstellung zum einen und darüber hinaus eine Verformungsberechnung mit dem verbesserten Baugrund zum anderen beinhalten. Häufig sind nur die Spannungs-Deformations-Eigenschaften des verbesserten Baugrundes von Interesse. Der Herstellungsprozess selbst wird in solchen Fällen nicht modelliert sondern stattdessen durch eine empirische Wahl der Bodenkennwerte berücksichtigt.

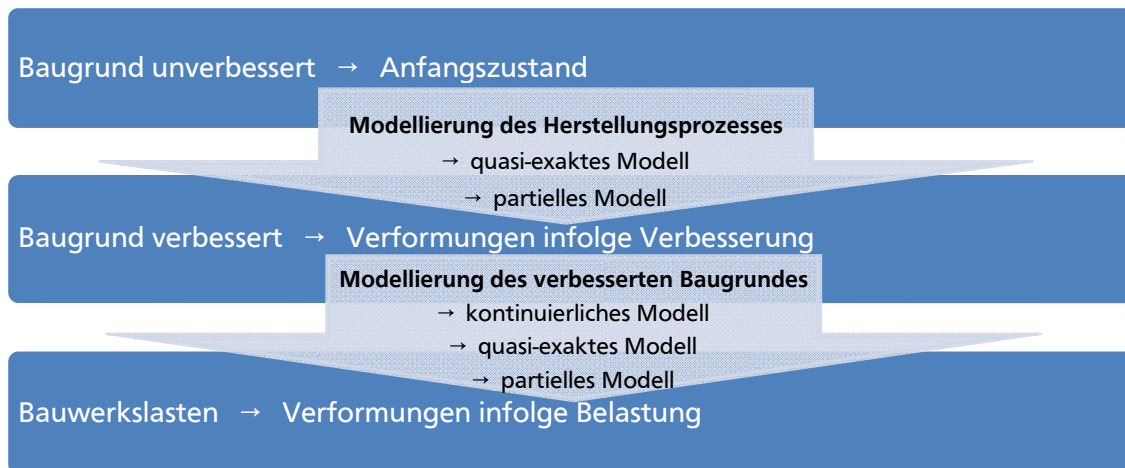


Abbildung 47: Numerische Modellierungsansätze

Gerade bei Sanierungsmaßnahmen oder Baumaßnahmen im urbanen Raum müssen jedoch auch die Deformationen infolge des Herstellungsprozesses abgeschätzt werden, da hieraus unverträgliche Deformationen für die Bestandsbebauung resultieren können. Ein dafür zutreffendes Beispiel sind die Kompensationsinjektionen (s. Kapitel 2.2, Kategorie 6). Numerische Modellierungsansätze von Baugrundverbesserungsmaßnahmen lassen sich demzufolge in die Modellierung des Herstellungsprozesses und in die Modellierung des verbesserten Baugrundes unterteilen (s. Abbildung 47). Die Modellierung des verbesserten Baugrundes hat primär die Berechnung realitätsnaher Setzungen im verbesserten Baugrund zum Ziel. Die Modellierung des Herstellungsprozesses hingegen soll die Verdichtung, die Deformationen und die Spannungszustände infolge des Verdrängungs-/Aufweitungsprozesses möglichst genau wiedergeben. Hier ist eine an die Herstellungsmodellierung anschließende Verformungs-/Setzungsberechnung bzw. eine Modellierung des verbesserten Baugrundes zusätzlich möglich. Eine Kategorisierung der numerischen Modellierungsansätze von Baugrundverbesserungen wurde durch [Schweiger, Gäß, 2006] in drei verschiedene Modellierungsmethoden vorgenommen:

- Bodenblockmethode
- Homogenisierungsmethode [Bendsøe, Sigmund, 2003], [Omine, Ohno, 1997]
- Diskrete Modellierungsmethode

Bei der Bodenblockmethode wird dem verbesserten Bodenbereich i. d. R. ein auf Erfahrungswerten basierender höherer Steifemodul zugeordnet. Bei der Homogenisierungsmethode hingegen wird die verbesserte Spannungs-Deformations-Eigenschaft des verbesserten Bodenbereiches durch einen speziellen Berechnungsalgorithmus ermittelt. Beide Methoden haben gemeinsam, dass die Spannungs-Deformations-Eigenschaften über den kompletten verbesserten Bodenbereich gleich sind. Spannungen, Deformationen und die Verdichtung infolge der Herstellung können hiermit nicht ermittelt werden. Folglich kann lediglich eine Modellierung des verbesserten Baugrundes (s. Abbildung 47) erfolgen. Mit der diskreten Methode hingegen kann auch eine Modellierung des Herstellungsprozesses vorgenommen werden. Hier wird die Geometrie des zur Baugrundverbesserung eingebrachten Materials (z. B. Verdichtungsinjektionssäule) mehr oder weniger genau modelliert. Durch

Modellierung des Herstellungsprozesses können daraus resultierende Spannungen, Deformationen und Verdichtungen berechnet werden. Anschließend ist eine Setzungsberechnung möglich. Eine von [Schweiger, Gäß, 2006] etwas abweichende Kategorisierung der numerischen Modellierungsansätze von Baugrundverbesserungen mit Verdrängung zeigt die folgende Abbildung 48:

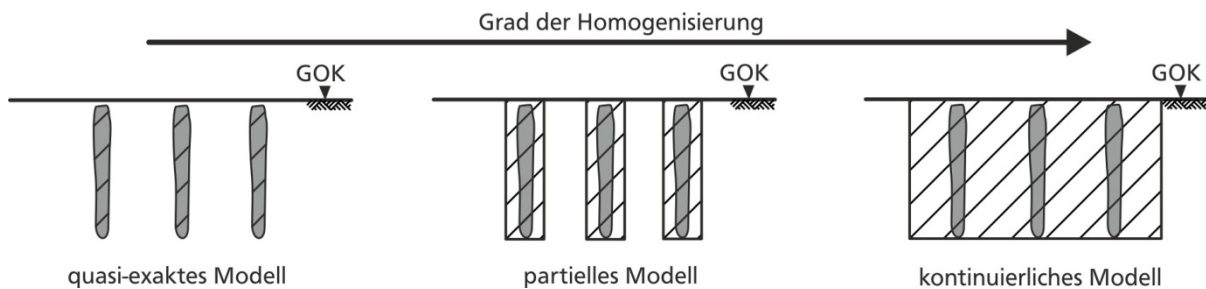


Abbildung 48: Modellierungsmethoden für Baugrundverbesserungen

Die Modellierungsmethoden werden nach dem Grad der Homogenisierung unterschieden. Im Falle äußerster Homogenisierung mittels eines kontinuierlichen Modells wird der gesamte Verbesserungsbereich zusammengefasst (rechts). Es wird z. B. ein äquivalentes Material mit homogener erhöhter Steifigkeit dargestellt. Der Herstellungsprozess der Baugrundverbesserung wird übersprungen. Die verbesserten Baugrundeigenschaften sind Eingangsparameter. Im Fokus dieser Betrachtung sind etwaige Deformationen durch Bauwerkslasten. Die Deformationen infolge des Herstellungsprozesses können mit dem kontinuierlichen Modell nicht erfasst werden. Der Berechnungsaufwand ist vergleichbar wie bei üblichen Verformungsberechnungen. Bei partiellen Modellen wird das Einbringen des Materials bzw. die Aufweitung in einem erweiterten, repräsentativen Bereich modelliert. Dieser repräsentative Bereich wird z. B. mit einer Volumendehnung beaufschlagt. Die Volumendehnung entspricht dem eingebrachten Volumenanteil bezogen auf das erweiterte Repräsentativvolumen. Der Vorteil dieser Methode ist eine teilweise Berücksichtigung des Herstellungsprozesses bei gleichzeitig moderatem Rechenaufwand. Beim quasi-exakten Modell werden der verbesserte Baugrund und das eingebrachte Material volumengenau explizit dargestellt. Hierdurch können die Spannungs-Deformations-Zustände infolge Aufweitung mit einer maximalen Genauigkeit berechnet werden. Die Modellierung des Aufweitungsprozesses oder der Baugrundverbesserung (kontinuierliches Modell) kann auf unterschiedliche Weise erfolgen:

- Erhöhung der Steifigkeit, empirisch (kontinuierliches Modell)
- Erhöhung der Steifigkeit, rechnerisch mit Homogenisierungsmethode (kontinuierliches Modell)
- Erhöhung des Erddruckbeiwertes (kontinuierliches Modell)
- Aufbringen einer Volumendehnung (überwiegend partielles Modell)
- Aufbringen einer Druckbelastung (quasi-exaktes und partielles Modell)
- Aufbringen einer Verschiebung (überwiegend quasi-exaktes Modell)

Während die Erhöhungen der Steifigkeit oder des Erddruckbeiwertes eindeutig dem kontinuierlichen Modell zuzuordnen sind, können eine Verschiebung, Druckbelastung oder Volumendehnung grundsätzlich auf das quasi-exakte Volumen des eingebrachten Materials oder auf einen erweiterten Bereich aufgebracht werden. Die druck-, volumendehnungs- und verschiebungsgesteuerte Modellierung ist in Abbildung 49 am Beispiel einer sphärischen Aufweitung schematisch dargestellt.

Die numerische Simulation speziell von Verdichtungsinjektionen wurde bisher nur sehr vereinzelt untersucht. Vergleichbare Herstellungsprozesse mit Verdrängung kommen bei Baugrundverbesserungsverfahren wie der Aufbrechinjektion, oder der Rüttelstopfverdichtung aber auch bei Maßnahmen wie der Verdrängungspfähherstellung oder Drucksondierung sowie bei Laborversuchen, die einen Injektionsvorgang modellieren vor. Die Aufbrechinjektion ist z. B. wie die Verdichtungsinjektion ein Verdrängungsinjektionsverfahren. Die Rüttelstopfverdichtung ist ein

dynamisches Verfahren und wird auch als Säulenrastrer mittels Vollverdrängung in den Boden eingebracht. Für diese Verfahren gibt es auf den Vorgang der Verdichtungsinjektion übertragbare, numerische Lösungsansätze. Aber auch bei Injektionsverfahren ohne Verdrängung wie z. B. die Porenraumverfüllung gibt es Modellierungsmethoden die für die numerische Simulation von Verdichtungsinjektionen geeignet sind. So wird z. B. bei [Contini et al., 2007] eine äquivalente Volumendehnung und alternativ eine äquivalente neutrale Spannung (Druckbelastung) zur Modellierung einer Porenraumverfüllung angewendet.

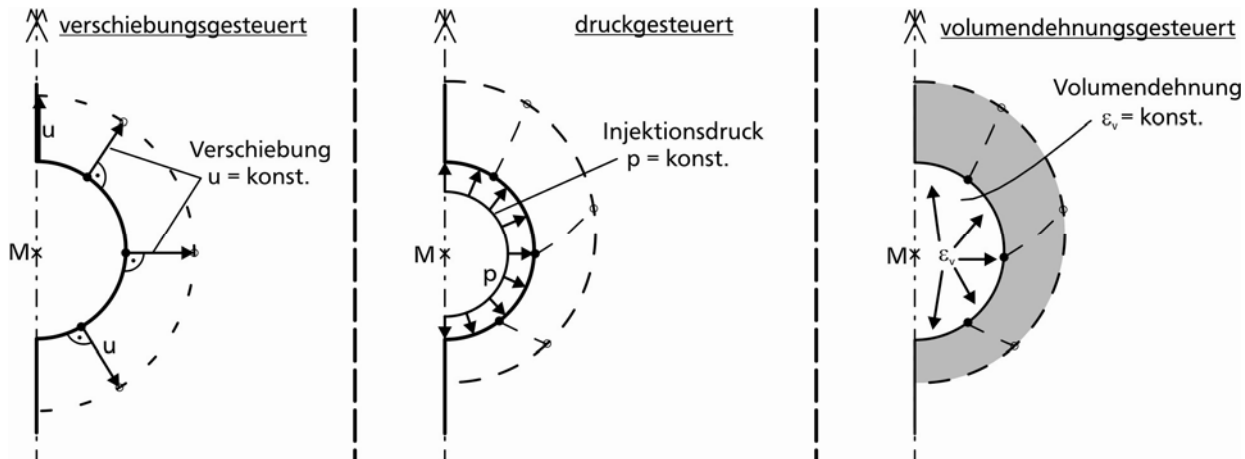


Abbildung 49: Modellierung der Aufweitung

Am häufigsten wurden in der Vergangenheit numerische Modellierungen von Verdichtungsinjektionen und vergleichbaren Bauverfahren mit Baugrundverdrängung auf der Grundlage der *Finite Elemente Methode* (FEM) durchgeführt. Die Grundlagen der FEM sind in Standardwerken wie [Zienkiewicz, Taylor, 2000] und [Bathe, 2002] detailliert erläutert. Vereinzelt wurden auch die *Finite Differenzen Methode* (FDM), wie z. B. bei [Soga et al., 2000] oder [Schuller, Pittino, 2011] für Kompensationsinjektionen bei Tunnelbaumaßnahmen (Kategorie 6) oder die *Diskrete Elemente Methode* (DEM) wie bei [Schmitt, 2004] für Verdrängungspfähle den Berechnungen zugrunde gelegt. Die recherchierten Modellierungsbeispiele in Tabelle 14 wurden mit der FEM unter Verwendung von Programmen wie PLAXIS oder ABAQUS durchgeführt. Es wurden nur Modelle zusammengestellt, bei denen der Herstellungsprozess modelliert wurde. Daher sind keine kontinuierlichen Modelle in der Tabelle enthalten (vgl. Abbildung 47) und die Modellierung der Verbesserung wurde über das Aufbringen einer Volumendehnung, einer Druckbelastung oder einer Verschiebung umgesetzt.

Es wurden überwiegend elastoplastische Stoffgesetze für den Boden verwendet. Zur Modellierung einer Verdichtung des Bodens wurden, wie in [Shuttle, Jefferies, 2000] empfohlen, Stoffgesetze mit Verfestigung eingesetzt. Hierfür geeignete und häufig verwendete Stoffgesetze sind Modelle nach der Theorie des kritischen Zustands wie z. B. *modified Cam-Clay* [Roscoe, Burland, 1968], das *Nor-Sand Model* [Jefferies, 1993] für dilatante Böden oder das *Hardening Soil Modell* [Schanz et al., 1999]. Alternativ dazu wurde bei [Mahutka et al., 2006] oder auch [Grabe et al., 2007] *Hypoplastizität* verwendet. Bei der Nachrechnung von Hebungen, z. B. infolge Kompensationsinjektionen [Schweiger, Falk, 1998], wurden auch Stoffgesetze ohne Verfestigung eingesetzt.

Die wählbare Modellgeometrie richtet sich nach den ausnutzbaren Symmetrien (Abbildung 50). Bei den zylinderförmigen Injektionslaborversuchen oder bei Berechnung einer einzelnen Injektionssäule, Rüttelstopfsäule oder eines Verdrängungspfähls wurde z. B. die Rotationssymmetrie wie in Abbildung 50, unten links ausgenutzt.

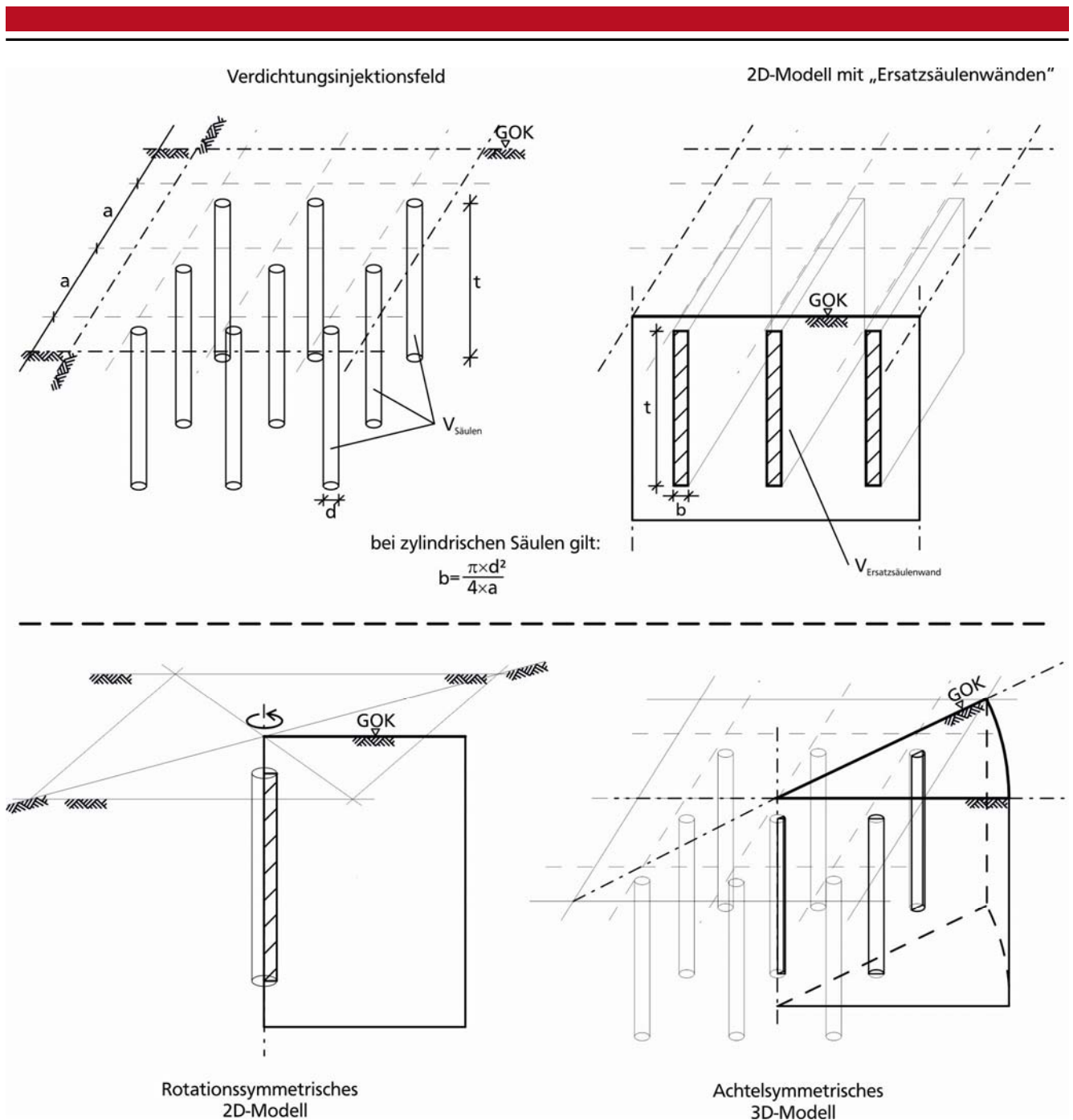


Abbildung 50: Modellgeometrie nach auszunutzbaren Symmetrien

Die geometrische Modellierung ganzer Bodenverbesserungsbereiche wurde vereinfacht als ebenes Problem zweidimensional oder bei aufwändigeren Berechnungen dreidimensional vorgenommen. In [Komiya et al., 2001] wurde zur Kalibrierung eines Modells für Verdrängungsinjektionen zunächst ein zylindrischer Laborversuch mit einem rotationssymmetrischen Modell nachgerechnet. Anschließend wurden mit dem kalibrierten Modell Kompensationsinjektionen im Rahmen einer Tunnelunterfahrung mit einem dreidimensionalen Modell nachgerechnet. In [Weber, 2007] wurde die Einzel- und Gruppen-Schottersäulenherstellung in einem Laborversuchsgerät modelliert. Es wurden ein 2D-Modell einer Säulengruppe mit *Ersatzsäulenwänden* sowie Einzelsäulen mit einem rotationssymmetrischen Modell berechnet. In [Kirsch, 2004] wurden alternativ dazu eine 3D-Achtelausschnitt einer Säulengruppe und Einzelsäulen (rotationssymmetrisch) berechnet.

Die Verdrängungsvorgänge wurden mittels Aufweitung eines Anfangsvolumens bis zu einem Endvolumen modelliert. Der in Tabelle 14 angegebene Aufweitungsfaktor entspricht dem Endvolumen



nach der Aufweitung bezogen auf das Anfangsvolumen. Im Falle von mehreren Berechnungsläufen wurde jeweils der maximale Aufweitungsfaktor bestimmt.

Bei quasi-exakten Modellen für Verdichtungsinjektionsversuche wurde die verschiebungsgesteuerte Aufweitung vom Radius der Injektionsvorrichtung ausgehend simuliert. So wurde z. B. beim Laborversuch von [Komiya et al., 2001] der Radius der Injektionsnadelspitze als Ausgangsgröße für die Aufweitung zugrunde gelegt, was den sehr großen Aufweitungsfaktor erklärt. Die Aufweitung bei dem quasi-exakten Modell von [Au et al., 2006b] wurde druckgesteuert mit mehreren Laststufen aufgebracht. Der Injektionsdruck wurde so lange vergrößert bis ein vorher als Abbruchkriterium festgelegtes Injektionsvolumen erreicht wurde. Zur Berechnung der Verdrängung infolge der Rüttelstopfsäulen wurde bei [Kirsch, 2004] ein deutlich größerer fiktiver Anfangsradius gewählt. Hierdurch ergeben sich bei dieser verschiebungsgesteuerten Berechnung ein deutlich geringerer Aufweitungsfaktor und damit ein reduzierter Rechenaufwand. Für die Berechnungen der Verdrängungspfähle bei [Mahutka et al., 2006] oder die Einzelsäulen von [Weber, 2007] wurde ausgehend von sehr kleinen Anfangsradien quasi eine Vollverdrängung berechnet. Da sich hierdurch das Finite Elemente Netz stark verzerrt, wurde auf die Theorie großer Verformungen und Algorithmen zur Netzentzerrung zurückgegriffen.

Tabelle 14: Beispiele für numerische Modellierungsansätze

Maßnahme/Boden [Quelle]	Stoffgesetz für den Boden	Modell- geometrie	Modellierungs- methode	Modellierung der Aufweitung	Aufweitungs- faktor
Verdichtungsinjektions- Laborversuch im Ton [Au et al., 2006b]	elastoplastisch (modified Cam-Clay)	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Druckbelastung	45
Verdichtungsinjektion im Schluff [Kovacevic et al., 2000]	elastoplastisch (modified Cam-Clay)	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Verschiebung	36
Verdichtungsinjektion im Sand [Shuttle, Jefferies, 2000]	elastoplastisch (Nor-Sand)	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Verschiebung	9,4
Verdichtungsinjektions- laborversuch im Ton [Komiya et al., 2001]	elastoplastisch (Cam-Clay)	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Druckbelastung	11200
Aufbrechinjektion im Ton [Komiya et al., 2001]	elastoplastisch (Cam-Clay)	3D	partiell Modell	Druckbelastung	40
Aufbrechinjektionen [Kummerer, 2003]	elastoplastisch (Hardening Soil)	2D, 3D	partiell Modell	Volumendehnung	1,1
Aufbrechinjektion im Schluff [Schweiger, Falk, 1998]	elastoplastisch (Mohr-Coulomb)	2D	partiell Modell	Volumendehnung	1,02
Rüttelstopfsäulen im Ton [Weber, 2007]	elastoplastisch (Hardening Soil)	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Verschiebung	36
Rüttelstopfsäulengruppe im Ton [Weber, 2007]	elastoplastisch (Hardening Soil)	2D	partiell Modell	Verschiebung	1,2
Gruppenverhalten von Rüttelstopfsäulen [Kirsch, 2004]	elastoplastisch (Drucker-Prager mit Kappe, Cam-Clay)	3D, rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Verschiebung	1,2
RI-Pfahl, Rammpfahl im Sand [Mahutka et al., 2006]	hypoplastisch mit intergranularer Dehnung	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Verschiebung	62500
Rammpfahlherstellung im Ton [Randolph et al., 1979]	elastoplastisch (modified Cam-Clay)	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Verschiebung	4,0
Drucksondierung im Ton [Elmi, Favre, 2004]	elastoplastisch mit Verfestigung (HUJEUX)	rotations- symmetrisch	quasi-exaktes Modell	Druckbelastung	2,0

**Legende:** 2D = zweidimensional / 3D = dreidimensional



---

Der Berechnungsaufwand bei den partiellen Modellen ist wesentlich moderater im Vergleich zu den quasi-exakten Modellen. Häufig wurde diese Modellierungsmethode bei den Aufbrechinjektionen angewendet, da eine genaue geometrische Nachbildung der typischen Rissstruktur ohnehin zu aufwendig wäre. Bei dem 3D-Modell von [Komiya et al., 2001] wurden z. B. in der Nachrechnung der Kompensationsinjektion (s. o.) die ausgeführten Aufbrechinjektionen als Hohlraumaufweitung horizontal orientierter Zylinder modelliert. Die Aufweitung wurde solange fortgesetzt bis die berechneten Hebungen an der GOK des Modells den gemessenen Hebungen im Feld nach Abschluss der an die Injektion anschließenden Konsolidationssetzungen im Feld entsprachen.

Bei [Kummerer, 2003] wurden die Aufbrechinjektionen indirekt durch horizontal angeordnete Volumen-Elemente mit anisotroper Volumendehnung modelliert, d. h. die Injektionsvolumina waren hier keine Hohlräume wie bei [Komiya et al., 2001]. Ebenso können solche Maßnahmen indirekt durch mehrere übereinander liegende horizontale Interface-Elemente in einem 2D-Modell nachgerechnet werden [Kovacevic et al., 1996]. Die Hebungsinjektionen werden dann durch Lastaufbringung normal zu den Interface-Elementen simuliert. Eine weitere Variante eines partiellen 2D-Modells wurde in [Weber, 2007] angewendet. Wie bereits oben erwähnt wurde hier ein 2D-Modell einer Säulengruppe mit Ersatzsäulenwänden erstellt. Die Größe der Säulenschlitze des 2D-Modells wurde dabei entsprechend des Volumenanteils des Säulenrasters gewählt bzw. die Rasterweite senkrecht zur 2D-Ebene wurde berücksichtigt (s. Abbildung 50).

---

## 4. Berechnungsmodell für Verdichtungsinjektionen in nichtbindigen Böden

---

### 4.1. Kontinuumsmechanische Grundlagen

#### 4.1.1. Verzerrungen

Numerische Modelle werden auf Grundlage der Kontinuumsmechanik entwickelt. Dabei wird z. B. das granulare, poröse Mehrphasenmedium Boden zu einem kontinuierlichen Körper *verschmiert*. Aus dieser Grundüberlegung heraus wird die *Kinematik* des Kontinuums formuliert. Unter Kinematik versteht man in der Kontinuumsmechanik die reine geometrische Beschreibung von Bewegungen ohne Berücksichtigung von Kräften als deren Ursache [Greve, 2003]. Somit können *Deformationen* (Verschiebungen, Verzerrungen, Verdrehungen) bzw. Dehnungen und Stauchungen beschrieben werden.

Besondere Herausforderung bei der numerischen Modellierung von Verdichtungsinjektionen sind die extremen Deformationen bzw. Volumenveränderungen infolge der Verdichtungswirkung. Aus diesem Grund kommt der kinematischen Formulierung für eine Verdichtungsinjektion eine besondere Bedeutung zu. Grundlage der kinematischen Formulierung ist die Konfiguration, auf welche die Bewegung bezogen wird. Hierfür kann die *Referenzkonfiguration* (z. B. unbelasteter Zustand) zum Zeitpunkt  $t_n = t_0 = 0$  oder die *Momentankonfiguration* zu einem beliebigen aktuellen Zeitpunkt  $t_n$  gewählt werden. Darüber hinaus kann die Bewegung des Kontinuums auf jede beliebige Konfiguration zwischen  $t_0$  und  $t_n$  bezogen werden.

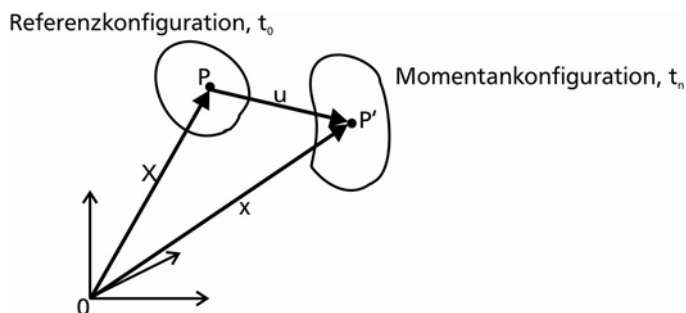


Abbildung 51: Bewegung eines Materialpunktes im Euklidischen Raum

In Abbildung 51 ist repräsentativ für die Bewegung des Kontinuums die Verschiebung  $\mathbf{u}$  eines Materialpunktes mit den Koordinaten  $\mathbf{X}$  in der Referenzkonfiguration und den Koordinaten  $\mathbf{x}$  in der Momentankonfiguration dargestellt. Der *Lagrangeschen Betrachtungsweise* wird die Referenzkonfiguration und der *Eulerschen Betrachtungsweise* die Momentankonfiguration zugrunde gelegt.

Bei großen Deformationen, wie z. B. bei der Modellierung von Verdichtungsinjektionen, kann es sinnvoll sein, nicht die Konfiguration zum Zeitpunkt  $t_n = t_0 = 0$  als Referenzkonfiguration zu verwenden (*Totale Lagrangesche Betrachtungsweise*) sondern die Momentankonfiguration (*Updated Lagrangesche Betrachtungsweise*).

Eine Kombination aus der Lagrangeschen – und Eulerschen Betrachtungsweise ist die *ALE-Methode* (engl.: Arbitrary Lagrangian Eulerian Method). Hier wird weder die Referenz- noch die Momentankonfiguration verwendet. Stattdessen wird eine beliebig wählbare und im Verlauf der Berechnung veränderbare Konfiguration verwendet, z. B. in Form eines adaptiven FE-Netzes. Erhalten einzelne Teilbereiche des Netzes durch eine Deformation eine ungünstige Geometrie, so werden die Elementknoten soweit verschoben, dass ein numerisch instabiles Netz vermieden wird. Die Netzknoten

sind dabei von den Materialpunkten entkoppelt. Bei der ALE-Methode bleiben gegenüber anderen adaptiven Netzgenerierungsverfahren<sup>2</sup> die Anzahl der Knoten als auch die Anzahl der Elemente erhalten. Um den Unterschied der drei prinzipiellen Methoden zur Bewegungsformulierung bei der FE-Netz-Deformation zu verdeutlichen, sind diese in Abbildung 52 gegenübergestellt.

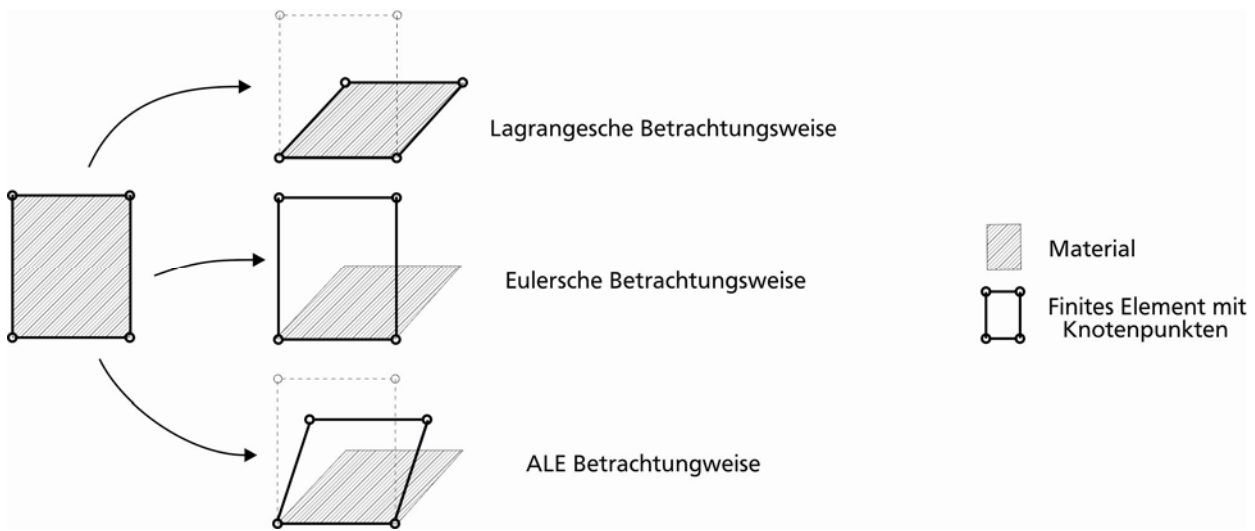


Abbildung 52: Vergleich Lagrangesche –, Eulersche Betrachtungsweise und ALE-Methode

Die Änderung der Ergebnisgrößen  $\chi$ , wie z. B. die Spannung über die Zeit ergibt sich aus der Zeitableitung  $\partial\chi_m/\partial t$  der jeweiligen Ergebnisgröße. Bei der materiellen Betrachtungsweise lautet die Zeitableitung

$$\dot{\chi}_m = \frac{\partial\chi_m}{\partial t} \quad (34)$$

und bei der räumlichen Betrachtungsweise:

$$\dot{\chi}_r = \frac{\partial\chi_r}{\partial t} \quad (35)$$

Der Zusammenhang der materiellen – und räumlichen Zeitableitung besteht in der Geschwindigkeit der Materialpunkte relativ zu den Raumpunkten. Damit ergibt sich die räumliche Zeitableitung aus der zeitlichen Änderung der Ergebnisgrößen in den Materialpunkten abzüglich der räumlichen Differenz der Ergebnisgrößen die sich aus der Bewegung bzw. Geschwindigkeit der Materialpunkte relativ zu den Raumpunkten ergibt:

$$\frac{\partial\chi_r}{\partial t} = \frac{\partial\chi_m}{\partial t} - v_i \cdot \frac{\partial\chi_m}{\partial x_i} \quad (36)$$

$\frac{\partial\chi_r}{\partial t}$ : räumliche Zeitableitung bzw. räumliche Rate einer beliebigen Ergebnisgröße (Spannung, etc.)

$\frac{\partial\chi_m}{\partial t}$ : materielle Zeitableitung bzw. materielle Rate einer beliebigen Ergebnisgröße

$v_i$ : Geschwindigkeit der Materialpunkte in i-Richtung

$x_i$ : Koordinate in i-Richtung

Der zweite Term auf der rechten Seite von (36) wird nach [Greve, 2003] auch konvektiver oder advektiver Anteil genannt.

Durch Verschiebung zweier infinitesimal benachbarter Materialpunkte kommt es zu einer Deformation. Um den Deformationsprozess lokal in einem 3-dimensionalen Raum mit den Koordinatenrichtungen  $x_1$ ,  $x_2$  und  $x_3$  beschreiben zu können, wird der *Deformationsgradient* eingeführt [Wriggers, 2001]. Der

<sup>2</sup> FE-Netz-Diskretisierung, die sich im Verlauf der Berechnung der Ergebnisverteilung anpasst, z. B. Netzverfeinerung bei großem Setzungsunterschieden oder bei großen Spannungskonzentrationen.

Deformationsgradient ist die erste Ableitung der Bewegungsfunktion eines Materialpunktes und transformiert Linienelemente der Referenzkonfiguration  $d\mathbf{X}$  in Linienelemente der Momentankonfiguration  $d\mathbf{x}$  [Greve, 2003].

$$\mathbf{F} = F_{ij} = \text{Grad } \mathbf{x}_{(X,t)} = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x_1}{\partial X_1} & \frac{\partial x_1}{\partial X_2} & \frac{\partial x_1}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_2}{\partial X_1} & \frac{\partial x_2}{\partial X_2} & \frac{\partial x_2}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_3}{\partial X_1} & \frac{\partial x_3}{\partial X_2} & \frac{\partial x_3}{\partial X_3} \end{bmatrix} \quad (37)$$

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{X} \quad (38)$$

Entsprechend der volumen- und gestaltsverändernden Deformationskomponenten Verzerrung und Rotation lässt sich der Deformationsgradient durch eine *polare Zerlegung* in einen symmetrischen *Strecktensor*  $\mathbf{U}$  bzw.  $\mathbf{V}$  und einen orthogonalen *Rotationstensor*  $\mathbf{R}$  aufteilen. Der symmetrische Anteil des Deformationstensors bewirkt die Verzerrung (Streckung oder Stauchung) und der orthogonale Anteil die Rotation des Linienelementes.

$$\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{V} \cdot \mathbf{R} \quad (39)$$

Das Maß für die Verzerrung des Linienelementes ist die Längenänderung zwischen den Differenzvektoren  $d\mathbf{X}$  und  $d\mathbf{x}$ . Die Länge von Vektoren lässt sich über deren Quadrate bestimmen. Aus dieser Überlegung und (38) folgt

$$d\mathbf{x}^2 - d\mathbf{X}^2 = d\mathbf{X} \cdot (\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} - \mathbf{I}) \cdot d\mathbf{X} \quad (40)$$

mit dem Einheitstensor  $\mathbf{I}$ . (39) kann in

$$\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} = (\mathbf{U}^T \mathbf{R}^T) \cdot \mathbf{R} \cdot \mathbf{U} \quad (41)$$

umgewandelt werden. Da  $\mathbf{R}$  orthogonal und  $\mathbf{U}$  symmetrisch ist ergibt sich:

$$\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} = \mathbf{U}^2 = \mathbf{C} \quad (42)$$

$\mathbf{C}$  wird als der *Rechts-Cauchy-Green-Tensor* bezeichnet. Er enthält nur noch die Verzerrungen, die im Gegensatz zu den Rotationen spannungserzeugende Deformationen sind. Findet keine Deformation statt, ist (42) gleich dem Einheitstensor  $\mathbf{I}$ . Damit in diesem Fall der Verzerrungstensor null ergibt, setzt man (42) in (40) ein und erhält

$$d\mathbf{x}^2 - d\mathbf{X}^2 = d\mathbf{X} \cdot (\mathbf{C} - \mathbf{I}) \cdot d\mathbf{X} \quad (43)$$

Mit dem *Rechts-Cauchy-Green-Tensor*  $\mathbf{C}$  erhält man über

$$\mathbf{G} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{C} - \mathbf{I}) \quad (44)$$

den *Greenscher Verzerrungstensor*. Der Greensche Verzerrungstensor  $\mathbf{G}$  kann auch über Verschiebungen bzw. den Verschiebungsgradienten ausgedrückt werden:

$$\mathbf{H} = \mathbf{F} - \mathbf{I} \quad (45)$$

Für die Lagrangesche Betrachtungsweise ergibt sich aus (42), (44) und (45):

$$\mathbf{G} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F} - \mathbf{I}) = \frac{1}{2} \cdot ((\mathbf{I} + \mathbf{H}^T) \cdot (\mathbf{I} + \mathbf{H}) - \mathbf{I}) = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{H} + \mathbf{H}^T + \mathbf{H} \cdot \mathbf{H}^T) \quad (46)$$

Die Verzerrungen bestehen demnach aus einem linearen und aus einem nichtlinearen Verschiebungsanteil. Sind der Verschiebungsgradient und somit die Dehnungen sehr klein kann der Verzerrungstensor mit einer *geometrischen Linearisierung* vereinfacht werden und reduziert sich auf den symmetrischen Teil des Verschiebungsgradienten,

$$\mathbf{G} \approx \mathbf{G}_{\text{sym}} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{H} + \mathbf{H}^T) \quad (47)$$

Aus (45) und (47) folgt der *infinitesimale Verzerrungstensor*  $\mathbf{E}$ , der auch als *klassischer linearer Eulerscher Verzerrungstensor* bezeichnet wird:

$$\mathbf{G}_{\text{sym}} = \mathbf{E} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{F} + \mathbf{F}^T) - \mathbf{I} \quad (48)$$

Dabei kann (48) genauso aus der Eulerschen Betrachtungsweise abgeleitet werden wie hier beispielhaft aus (44). Das bedeutet anschaulich, dass bei kleinen Deformationen deren Formulierung von der Betrachtungsweise unabhängig ist. Die geometrische Linearisierung ist Grundlage der Theorie kleiner Verformungen und in Abbildung 53 anhand der Linearisierung von Volumendehnungen  $\varepsilon_v$  veranschaulicht.

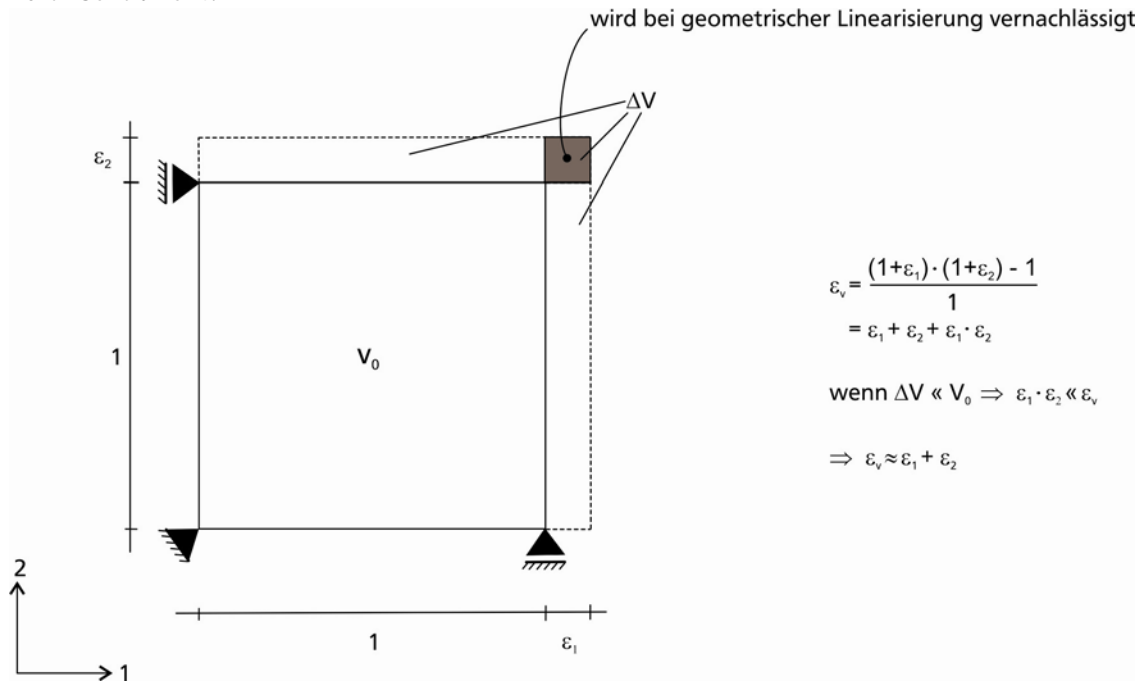


Abbildung 53: Geometrische Linearisierung

Bei der Aufbringung von Lasten oder Verschiebungen wird i. d. R. zur Näherung einer nichtlinearen Lösung in der FEM inkrementell vorgegangen. Die Deformationen können daher auf die Referenzkonfiguration zum Zeitpunkt  $t = 0$  (Anfangszustand) oder auf das vorangegangene Inkrement bezogen werden. Das bedeutet es kann zwischen totalen und inkrementellen (updated) Verzerrungstensors unterschieden werden. Bei genügend kleinen Inkrementen mit kleinen Deformationen ist die Verwendung des infinitesimalen Verzerrungstensors  $\mathbf{E}$  (48) gerechtfertigt. Zur Berechnung der Gesamtverzerrung müssen dann nur noch die inkrementellen Verzerrungen aufsummiert werden. Die Summe der Inkremente des infinitesimalen Verzerrungstensors ist eine Näherung des *logarithmischen Verzerrungstensors*  $\mathbf{K}$ . Bei Lagrangescher Betrachtungsweise lautet  $\mathbf{K}$

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_L = \frac{1}{2} \cdot \ln(\mathbf{F}^T \cdot \mathbf{F}) \quad (49)$$

und bei Eulerscher Betrachtungsweise

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_E = \frac{1}{2} \cdot \ln(\mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^T) \quad (50)$$

Neben der Deformation ist die Deformationsgeschwindigkeit eine wesentliche Feldgröße der Bewegungsbeschreibung. In der Eulerschen Betrachtungsweise wird das Kontinuum durch die Geschwindigkeit, die an jedem Raumpunkt definiert ist, kinematisch beschrieben. Darüber hinaus gibt es Stoffgesetze vom Ratentyp, die eine Beziehung zwischen der Spannungsrate und der Deformationsrate herstellen (und nicht eine Spannungs-Deformations-Beziehung). Betrachtet man die Deformationsrate ergibt sich ein *Geschwindigkeitsgradiententensor*  $\mathbf{L}$ , der sich in einen symmetrischen *Deformationsratentensor*  $\mathbf{D}$  und einen orthogonalen *Spintensor*  $\mathbf{W}$  aufteilen lässt:

$$\mathbf{L} = \mathbf{D} + \mathbf{W} \quad (51)$$

#### 4.1.2. Spannungen

Je nach Formulierung der Verzerrungen gibt es entsprechende Formulierungen der Spannungen. Hierbei kann ebenfalls zwischen der Momentan- oder der Referenzkonfiguration unterschieden werden. Bei Bezug auf die Momentankonfiguration wird der Spannungstensor auf ein verformtes Flächenelement bezogen. Dieser Spannungstensor wird auch als *Cauchyscher Spannungstensor*  $\mathbf{T}$  bezeichnet. Er verknüpft den Normaleneinheitsvektor  $\mathbf{n}$  in einem deformierten Körper mit dem Spannungsvektor  $\mathbf{t}$  der lokal auf die betrachtete Schnittfläche wirkt [Kolymbas, 1988]:

$$\mathbf{t} = \mathbf{T} \cdot \mathbf{n} \quad (52)$$

Ist die Referenzkonfiguration das Bezugssystem wird der Spannungstensor auf ein unverformtes Flächenelement bezogen und *Piola-Kirchhoffscher Spannungstensor* genannt. Der Cauchysche Spannungstensor wird bei FE-Berechnungen für geotechnische Probleme am häufigsten angewendet und wurde auch in dieser Arbeit ausschließlich verwendet. Seine Komponenten für ein infinitesimales Bodenelement sind in Abbildung 54 dargestellt.

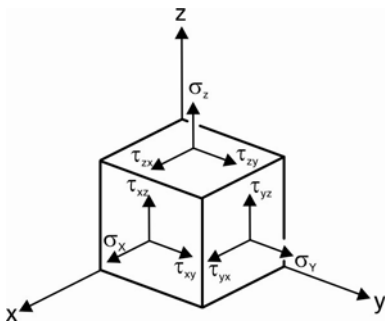


Abbildung 54: Komponenten des Cauchyschen Spannungstensors

Der Cauchysche Spannungstensor für das dargestellte Koordinatensystem lautet in Matrixschreibweise

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (53)$$

und ist symmetrisch, d. h.  $\tau_{xy} = \tau_{yx}$  usw.. Die Spannungskomponenten sind entweder Normalspannungen  $\sigma_{ii}$  oder Schubspannungen  $\tau_{ij}$ . Für jeden Punkt im Kontinuum gibt es drei senkrecht zueinander orientierte Schnittebenen, in denen keine Schubspannungen  $\tau_{ij}$  sondern nur Normalspannungen, die sog. *Hauptspannungen*, wirken. Die Spannungsvektoren und die Normalenvektoren dieser Schnittebenen sind deckungsgleich. Hieraus lässt sich ableiten:

$$\sigma^3 - I_1 \cdot \sigma^2 - I_2 \cdot \sigma - I_3 = 0 \quad (54)$$

Die skalaren Koeffizienten werden Invarianten genannt und sind unabhängig von der Wahl des Koordinatensystems bzw. der Schnitttrichtung:

$$I_1 = \sigma_{ii} = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (55)$$

$$I_2 = \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{ij} \cdot \sigma_{ij} - \sigma_{ij} \cdot \sigma_{ji}) = -(\sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_y \cdot \sigma_z + \sigma_z \cdot \sigma_x) + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 \quad (56)$$

$$I_3 = \det(\sigma_{ij}) = \sigma_x \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z + 2 \cdot \tau_{xy} \cdot \tau_{yz} \cdot \tau_{zx} - \sigma_x \tau_{yz}^2 - \sigma_y \tau_{zx}^2 - \sigma_z \tau_{xy}^2 \quad (57)$$

Für (54) existieren die drei Hauptspannungen  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$  als Lösungen. Es gilt  $|\sigma_1| \geq |\sigma_2| \geq |\sigma_3|$ . Die Invarianten für den Hauptspannungszustand lauten:

$$J_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (58)$$

$$J_2 = \sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2 \cdot \sigma_3 + \sigma_3 \cdot \sigma_1 \quad (59)$$

$$J_3 = \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 \quad (60)$$



Die erste Invariante  $J_1$  wird auch als *sphärischer Anteil* des Spannungstensors bezeichnet. Durch ihn erhält man die mittleren Normalspannungen  $\sigma_m$  bzw. den *hydrostatischen Druck*  $p$ :

$$\sigma_m = -p = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = \frac{1}{3} \cdot J_1 \quad (61)$$

Die zweite Invariante  $J_2$  wird auch als *deviatorischer Anteil* des Spannungstensors bezeichnet. Er beinhaltet die Abweichung des Spannungstensors vom sphärischen Anteil. Die Aufspaltung des Spannungstensors in den sphärischen und den deviatorischen Anteil stellt sich in Matrixschreibweise wie folgt dar:

$$\mathbf{T} = \underbrace{\begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix}}_{\text{sphärischer Anteil}} + \underbrace{\begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix}}_{\text{deviatorischer Anteil}} \quad (62)$$

Die Beanspruchung von isotropem Material kann eindeutig im Hauptspannungsraum dargestellt werden, wie in Abbildung 55 beispielhaft gezeigt:

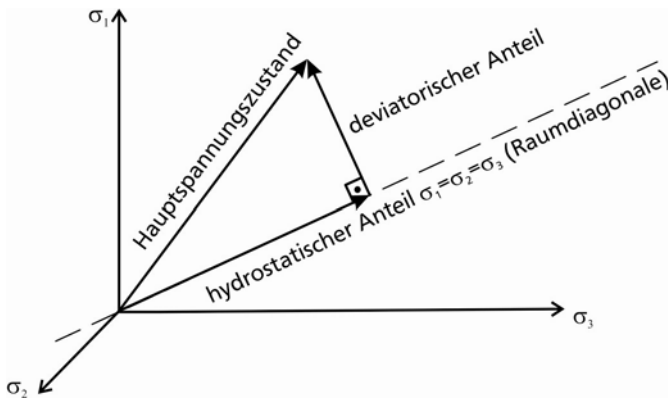


Abbildung 55: Spannungszustand im Hauptspannungsraum

Für Stoffgesetze vom Ratentyp ist die Spannungsrate  $\dot{\mathbf{T}}$  von Bedeutung. Der Tensor  $\dot{\mathbf{T}}$  ändert sich bei Deformationen des Materials und bei Veränderungen des Koordinatensystems. Somit erfüllt  $\dot{\mathbf{T}}$  nicht das Prinzip der Objektivität, nach dem sich Spannungsänderungen nur aus Deformationen des Materials ergeben dürfen. Diese Bedingung erfüllt jedoch die *Jaumannsche Spannungsrate*  $\dot{\mathbf{T}}^*$ :

$$\dot{\mathbf{T}}^* = \dot{\mathbf{T}} - \mathbf{W} \cdot \mathbf{T} + \mathbf{T} \cdot \mathbf{W}; \quad \mathbf{W}: \text{Spintensor} \quad (63)$$

#### 4.1.3. Verwendete kontinuumsmechanische Ansätze

Für die numerischen Studien mit der Finite Elemente Methode wurden zwei in das FE-Programm [FEAT, 2011] implementierte kontinuumsmechanische Ansätze verwendet:

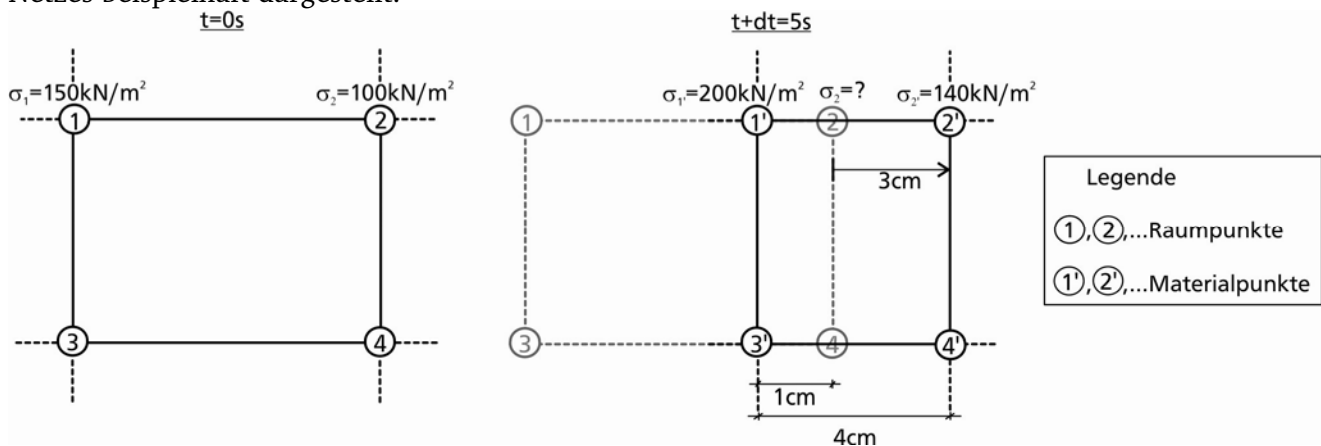
- Updated Lagrange Formulation
- Updated with Rotation Euler Formulation

Die *Updated Lagrange Formulation* ist ein üblicher Ansatz bei Nachrechnung von Spannungs-Deformations-Vorgängen mit großen Deformationen (vgl. S. 66). Die *Updated with Rotation Euler Formulation* wurde vom Softwarehersteller des Programmes Tochnog eigens für die Untersuchungen dieser Arbeit entwickelt. Die Verwendung der Eulerschen Betrachtungsweise ist unüblich für die Berechnung eines Spannungs-Deformations-Vorganges, hat aber bei großen Deformationen den Vorteil, dass es hier zu keinerlei Netzverzerrungen kommt. Die Eigenschaften der beiden Ansätze sind in Tabelle 15 gegenübergestellt.

Tabelle 15: Gewählte kontinuumsmechanische Lösungsansätze

Eigenschaft	Updated Lagrange Formulation	Updated with Rotation Euler Formulation
Betrachtungsweise	Lagrange bzw. materiell	Euler bzw. räumlich
Bezugskonfiguration	vorangegangenes Inkrement	vorangegangenes Inkrement
Polare Zerlegung	$\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U}$	$\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U}$
Inkrementelle Verzerrungen	$\mathbf{E}_U = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{U} + \mathbf{U}^T) - \mathbf{I} \quad (64)$	$\mathbf{E} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{F} + \mathbf{F}^T) - \mathbf{I}$
Gesamtspannungen	$\mathbf{T}_{t+dt} = d\mathbf{T} + \mathbf{R} \cdot \mathbf{T}_t \cdot \mathbf{R}^T \quad (65)$	$\mathbf{T}_{t+dt} = d\mathbf{T} + \mathbf{R} \cdot \mathbf{T}_t \cdot \mathbf{R}^T + v_i \cdot \frac{d\mathbf{T}_{t+dt}}{dx_i} \cdot dt \quad (66)$

Die *Updated Lagrange Formulation* verwendet ein Materialpunktenetz und die *Updated with Rotation Euler Formulation* ein Raumpunktenetz. Der inkrementelle Verzerrungstensor bei der *Updated Lagrange Formulation* (64) ergibt sich aus dem Strecktensor. Bei der *Updated with Rotation Euler Formulation* wird der klassische lineare Eulersche Verzerrungstensor (48) verwendet. Die Spannungen, wie auch alle anderen Feldgrößen werden in beiden Fällen inkrementell ermittelt. Somit ist die Gesamtspannung zu einem beliebigen Zeitpunkt  $t+dt$  die Summe aus der Gesamtspannung  $\mathbf{T}_t$  zum Zeitpunkt  $t$  zuzüglich der inkrementellen Spannung  $d\mathbf{T}$  als Funktion der inkrementellen Verzerrung berechnet nach (48) bzw. (64). Hieraus ergibt sich (65) für die Lagrangesche Formulierung. Für die Eulersche Formulierung in (66) ist nach (36) zusätzlich der konvektive Anteil, d. h. die räumliche Spannungsdifferenz infolge der Geschwindigkeit der Materialpunkte  $v_i$  relativ zu den Raumpunkten berücksichtigt. In Abbildung 56 wird die Berechnung der Spannungen an einem Knotenpunkt eines FE-Netzes beispielhaft dargestellt.



Gesucht:  $\sigma_{2,t+dt}$

$$\mathbf{T}_{t+dt} = d\mathbf{T} + \mathbf{R} \cdot \mathbf{T}_t \cdot \mathbf{R}^T + v_i \cdot \frac{d\mathbf{T}_{t+dt}}{dx_i} \cdot dt \rightarrow \sigma_{2,t+dt} = 40 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 100 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + \frac{0,03 \text{ m}}{5 \text{ s}} \cdot \frac{(200 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} - 140 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2})}{0,04 \text{ m}} \cdot 5 \text{ s} = 185 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

Abbildung 56: Berechnung der Verteilung im Raumpunktenetz aus dem Materialpunktenetz

Das Eindringen des Injektionsmittels in den Boden wird bei der *Updated with Rotation Euler Formulation* als konvektiver Vorgang in einem starren Raumpunktenetz simuliert. Dem Injektionskörper wird dabei eine verschiebungsgesteuerte, stetige Expansion beginnend bei einem Anfangsvolumen  $V_0$  vorgegeben. Sobald ein Bodenelement des FE-Netzes vollständig vom expandierenden Injektionsmittelvolumen überlagert ist, wird es zu einem Injektionsmittelelement deklariert. Dieser Vorgang setzt sich sukzessive fort. Dabei werden die Feldgrößen wie etwa die Spannungen zunächst über die materielle Betrachtungsweise berechnet und dann mit (66) wie in

Abbildung 56 auf das Raumpunktenetz umgerechnet. Der Expansionsvorgang ist in Abbildung 57 in drei Schritten dargestellt.

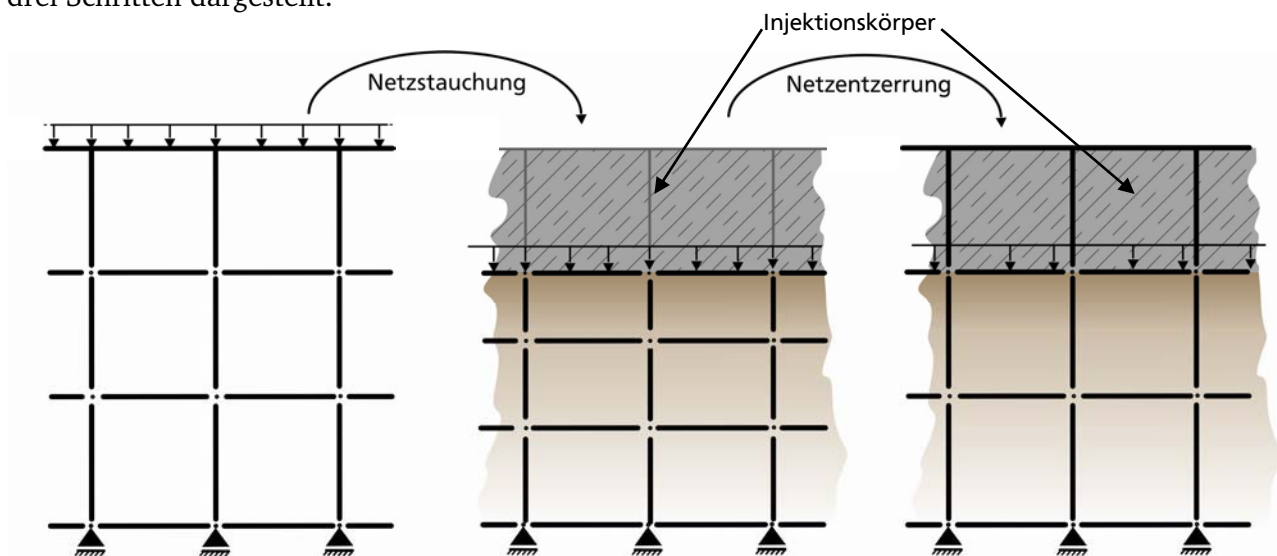


Abbildung 57: Modellierung des Injektionsvorganges mit *Updated with Rotation Euler Formulation*

## 4.2. Konstitutive Stoffmodellierung des Bodens

### 4.2.1. Anforderungen an ein Stoffgesetz

Der Boden ist ein Mehrphasensystem bestehend aus einer festen Phase, die als Korngerüst bezeichnet wird, einer flüssigen Phase, dem sog. Porenwasser und einer gasförmigen Phase auch Porenluft genannt. In der Kontinuumsmechanik werden solche Materialien als Mischungen bezeichnet und auf Grundlage der *Mischungstheorie* beschrieben. Die bodenmechanischen Eigenschaften des Bodengemisches werden mit Stoffgesetzen beschrieben. Ein geeignetes Stoffgesetz sollte die wesentlichen Eigenschaften, die für das vorliegende Problem wichtig sind, gezielt erfassen. Aus diesem Grund gibt es gerade für ein verschiedenartiges Material wie Boden zahlreiche Stoffgesetze. Ein Überblick über konstitutive Stoffgesetze für Böden finden sich in [Lade, 2005], [Schweiger, 2008] oder auch in [Schanz, 2006]. In der vorliegenden Arbeit werden grob- und gemischtkörnige Böden betrachtet, die kein Porenwasser führen. Einige Eigenschaften dieser Böden sind nachfolgend aufgelistet:

- Inelastizität
- Barotropie bzw. Verfestigung
- Pyknotropie
- Fließen
- Dilatanz/Kontraktanz
- spannungswegabhängiges Verhalten
- Kornbruch
- Abrasion
- Anisotropie
- zeitabhängiges Verhalten (Konsolidation, Kriechen)

Boden verhält sich in hohem Maße inelastisch, d. h. ein wesentlicher Anteil der Deformationen ist irreversibel und die Steifigkeit bei Erstbelastung ist kleiner als bei Ent- und Wiederbelastung. Dies kann durch ein inkrementell nichtlineares Stoffgesetz berücksichtigt werden. Die elastischen Anteile von Deformationen werden bei geotechnischen Berechnungen häufig als linear-elastisch angenommen.

---

Dem steht ein nichtlineares Spannungs-Deformations-Verhalten auch der reversiblen Deformationsanteile in der Realität gegenüber [Arslan, 1980]. Für geotechnische Grenzzustände ist diese Idealisierung vertretbar, da die irreversiblen Deformationen überwiegen. Für Verformungsberechnungen sind nichtlineare Stoffgesetze mit veränderlicher Steifigkeit vorzuziehen [Schanz, 2006]. Das gilt v. a. für Verdichtungsinjektionen, deren wesentliches Ziel die Verbesserung der Baugrundsteifigkeit ist. Ist die Steifigkeit spannungsabhängig, wird auch von *Barotropie* oder *Verfestigung* gesprochen. Eine Dichteabhängigkeit wird *Pyknotropie* genannt [Kolymbas, 1991].

Wie auch bei anderen Werkstoffen werden bei Böden Zustände erreicht, bei denen eine fortschreitende Deformation bei konstantem Spannungsniveau erfolgt. Dieser Vorgang wird (plastisches) *Fließen* genannt. Gerade bei geotechnischen Grenzzustandsbetrachtungen sind die Fließeigenschaften der Böden von großer Bedeutung. Das Fließverhalten des Bodens wird bei elastoplastischen Stoffgesetzen über eine Fließregel gesteuert. Fließen kann bei Scherbeanspruchung bzw. Extension oder bei nahezu hydrostatischer Beanspruchung bzw. Kompression auftreten. Bei Scherbeanspruchungen kann ein Fließvorgang zu einem dilatanten oder zu einem kontraktanten Verhalten führen. Wird eine *assoziierte Fließregel* im Stoffgesetz verwendet, wird das dilatante Verhalten des Bodens i. d. R. überschätzt. Elastoplastische Stoffgesetze mit assoziierter Fließregel sind daher nicht für die Beschreibung von Dilatanz und Kontraktanz geeignet. Bei Verdichtungsinjektionen werden Grenzzustände und damit Scherbeanspruchungen bei Hebungsvorgängen erreicht (vgl. Abbildung 45). Bei einer ausschließlich verdichtenden Maßnahme liegen die Spannungspfade eher im Bereich der Kontraktanz oder Kompression. Scherbeanspruchungen und damit auch dilatantes Verhalten findet nur untergeordnet statt.

Sehr hohe Belastungen von grobkörnigen Böden können Kornabnutzungen in Form von Abrasion oder Kornbrüchen verursachen [Dietrich, Arslan, 1985], (s. S. 46). Die Körner und damit die Korngrößenverteilung werden hierdurch verändert, was zu einer grundlegenden Änderung des Spannungs-Deformations-Verhaltens führen kann. Dies wird z. B. durch die Erweiterungen des hypoplastischen Stoffgesetzes nach [Kolymbas, 1988] und [v. Wolffersdorff, 1996] in der Arbeit von [Festag, 2003] berücksichtigt. Bei den meisten anderen Stoffgesetzen für Böden wird dieses Phänomen jedoch außer Acht gelassen, d. h. die Körner werden als permanent vorausgesetzt. Bei Verdichtungsinjektionen können sich unerwünschte Kornbrüche bei zu hohem Injektionsdruck ereignen. Die Folge kann eine Auflockerung des Bodens sein. Eine Berücksichtigung von Kornbrüchen in einem erweiterten Stoffgesetz setzt die Kenntnis der Kornbruchspannung und deren Abhängigkeit von den Bodenparametern voraus.

Böden sind bedingt durch ihre Kornform i. d. R. anisotrop. Die meisten Stoffgesetze gehen jedoch von einer Isotropie des Bodens beim Spannungs-Deformations-Verhalten aus. Die Aufweitung von Injektionssäulen ist überwiegend horizontal. Aus diesem Grund kann ein Stoffgesetz mit anisotroper Verfestigung zur Berechnung von Verdichtungsinjektionen sinnvoll sein.

Bei zeitabhängigem Verhalten von Böden spielen die Belastungsgeschwindigkeit sowie der betrachtete Zeitraum eine wesentliche Rolle. Vor allem bindige Böden sowie wassergesättigte Böden weisen bei den üblichen Betrachtungszeiträumen für monotone Belastungen ein maßgeblich zeitabhängiges Spannungs-Deformations-Verhalten in Form von Konsolidation oder Kriechen auf. Bei den untersuchten ungesättigten grob- und gemischtkörnigen Böden ist das zeitabhängige Verhalten eher von untergeordnetem Interesse.

Neben dem Boden, ist für die Berechnung von Verdichtungsinjektionen ein Stoffgesetz für das Injektionsmittel zu wählen. Injektionsmittel bestehen im nicht ausgehärteten Zustand aus einem Feststoffanteil und Injektionsmittelwasser. Während der Injektion kann es zu einem Ausbluten des Injektionsmittelwassers (s. S. 13) kommen. Das bedeutet, dass auch das Injektionsmittel im Verlaufe der Injektion ein Mehrphasensystem ist, bestehend aus einer festen und einer flüssigen Phase. Während des Aushärtens verändert das Injektionsmittel seine Eigenschaften, die nach dem Aushärten

denen eines Mörtels oder Betons ähneln. Für eine Modellierung des Herstellungsprozesses der Injektionssäule sowie des verbesserten Baugrundes für eine anschließende Verformungsberechnung (vgl. Abbildung 47) sollte für das Injektionsmittel eine veränderliche Steifigkeit rechnerisch angesetzt werden. Die Modellierung des Ausblutens würde die Kenntnis einer Durchlässigkeit des Injektionsmittels voraussetzen. Das Ausbluten des Injektionsmittels könnte dann analog zu einer Grundwasserströmung betrachtet werden. Demnach wäre eine gekoppelte Spannungs-Verformungs- und Transport-Berechnung erforderlich.

Unter Beachtung der Anforderungen an ein Stoffgesetz für Verdichtungsinjektionen wurde für die stoffliche Modellierung des Bodens der Ansatz der Hypoplastizität nach [Kolymbas, 1988] erweitert durch [v. Wolffersdorff, 1996] verwendet. Somit werden die Bodeneigenschaften Kornbruch, Abrasion, Anisotropie und zeitabhängiges Verhalten vernachlässigt. Der gewählte hypoplastische Ansatz ist für Berechnungen mit monotonen Belastungen geeignet. Für dynamische Lasten, wie z. B. Erdbebenlasten bei stabilisierten verflüssigungsfähigen Böden (Kategorie 2) oder zyklischen Lasten mit mehreren Be- und Entlastungszyklen, sollte Hypoplastizität mit intergranularer Dehnung nach [Niemunis, Herle, 1997] verwendet werden. Zum Vergleich mit einem in der Baupraxis weit verbreiteten Stoffgesetz wurde linear-elastisch, ideal-plastisch mit Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb gerechnet. Hierbei werden zusätzlich die Bodeneigenschaften Barotropie bzw. Verfestigung und Pyknotropie vernachlässigt. Eine Beschreibung der verwendeten Stoffgesetze ist in den nachfolgenden Kapiteln 4.2.2 und 4.2.3. zusammengefasst.

#### 4.2.2. Stoffgesetz nach Mohr-Coulomb

Die FE-Berechnungen wurden zunächst mit dem in der geotechnischen Ingenieurpraxis häufig verwendeten und in Tochnog implementierten linear-elastischen, ideal-plastischen Stoffgesetz mit Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb durchgeführt. Bei elastoplastischen Stoffgesetzen werden die Dehnungsraten in einen elastischen und einen plastischen Anteil aufgespalten.

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^p \quad (67)$$

Die Grenzbedingung wird durch eine *Fließfläche* im Hauptspannungsraum definiert. Im Falle der Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb lautet die Funktion für die Fließfläche:

$$f = \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 - [(\sigma_1 + \sigma_2) \cdot \sin \varphi' + 2 \cdot c' \cdot \cos \varphi']^2\} \cdot \{(\sigma_2 - \sigma_3)^2 - [(\sigma_2 + \sigma_3) \cdot \sin \varphi' + 2 \cdot c' \cdot \cos \varphi']^2\} \cdot \{(\sigma_3 - \sigma_1)^2 - [(\sigma_3 + \sigma_1) \cdot \sin \varphi' + 2 \cdot c' \cdot \cos \varphi']^2\} \leq 0 \quad (68)$$

Die Fließfläche nach Mohr-Coulomb im Hauptspannungsraum gleicht einem 6-kantigen Konus wie in Abbildung 58 dargestellt.

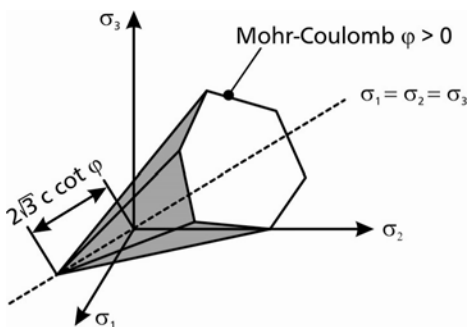


Abbildung 58: Fließfläche nach Mohr-Coulomb

Innerhalb der Fließfläche ist das Stoffverhalten linear-elastisch nach dem Hookschen Gesetz:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}^e \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (69)$$

Spannungszustände außerhalb der Fließfläche sind nicht möglich. Spannungszustände auf der Fließfläche führen zu plastischen Dehnungen. Die plastischen Dehnungsraten werden über das *plastische Potenzial*  $g$  und den Multiplikator  $\dot{\lambda}$  bestimmt:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \cdot \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (70)$$

$$\dot{\lambda} = \frac{\frac{\partial f^T}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \mathbf{D}^e \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}}{\frac{\partial f^T}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \mathbf{D}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\sigma}}} \quad (71)$$

Bei der Plastizität unterscheidet man zwischen *assoziiertem* und *nichtassoziiertem Fließen*. Bei *assoziiertem Fließen* ist die Richtung der plastischen Volumendehnungen normal zur Fließfläche. In diesem Fall entspricht die Fläche des plastischen Potenzials im Hauptspannungsraum der Fließfläche. Bei dieser Annahme werden die plastischen Volumendehnungen von Böden jedoch überschätzt. Bei *nichtassoziiertem Fließen* wird eine separate plastische Potenzialfläche über den Dilatanzwinkel  $\psi$  definiert. Hieraus ergibt sich die Funktion für den 3-dimensionalen Fall:

$$g = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 - (\sigma_1 + \sigma_2)^2 \cdot \sin^2 \psi] \cdot [(\sigma_2 - \sigma_3)^2 - (\sigma_2 + \sigma_3)^2 \cdot \sin^2 \psi] \cdot [(\sigma_3 - \sigma_1)^2 - (\sigma_3 + \sigma_1)^2 \cdot \sin^2 \psi] \leq 0 \quad (72)$$

Mit dem Dilatanzwinkel  $\psi$  wird die Richtung der plastischen Volumendehnungen im Hauptspannungsraum festgelegt. Beim Stoffgesetz nach Mohr-Coulomb werden i. d. R.  $0 \leq \psi$ , d. h. ein dilatantes Verhalten bzw. Volumendehnungen angenommen. Ist der Dilatanzwinkel gleich dem inneren Reibungswinkel,  $\psi = \varphi'$ , so wird von assoziiertem Fließen ausgegangen. In [Schanz, 2006] wird als überschlägige Abschätzung für den Dilatanzwinkel  $\psi = \varphi' - 30^\circ$  für  $\varphi' > 30^\circ$  und  $\psi = 0$  für  $\varphi' \leq 30^\circ$  vorgeschlagen.

#### 4.2.3. Hypoplastizität

Der Terminus Hypoplastizität wurde erstmals von [Dafalias, 1986] für elastoplastische Stoffgesetze verwendet, in denen die Richtung der plastischen Dehnungsrate von der Spannungsrate abhängt [Wu et al., 1996]. Die Theorie der Hypoplastizität wurde unter anderem an der Technischen Universität Karlsruhe in den 1970er Jahren zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens einfacher Korngerüste entwickelt [Herle, Mayer, 1999]. Die wesentlichen Zustandsgrößen von Korngerüsten zur Beschreibung ihres Spannungs-Deformations-Verhaltens sind dessen Dichte und der in den Körnern wirkende Druck, der auch als Kornspannung oder bei einem Boden-Wasser-Gemisch als wirksame Spannung bezeichnet wird. In den ersten Varianten der Hypoplastizität werden nur Deformationen infolge Umlagerungen des Korngerüsts berücksichtigt, jedoch nicht aus einer untergeordnet möglichen Dehnung bzw. Stauchung der einzelnen Körner. Aus Formänderungen ergeben sich Kornspannungs- und Dichteänderungen aber keine Änderungen des Festkörpervolumens [Gudehus, 2002]. Diese und weitere idealisierte Eigenschaften einfacher Korngerüste wurden von [Herle, 1997] wie folgt zusammengefasst:

- Der Zustand ist allein durch den Kornspannungstensor und die Porenzahl definiert, Zugspannungen sind nicht möglich.
- Eine Deformation beruht allein auf Kornumlagerungen, d. h. kleine elastische Deformationen (i. d. R.  $< 10^{-5}$ ) der einzelnen Körner werden vernachlässigt.
- Die Körner haben keine begrenzte Festigkeit, d. h. Abrasion und Kornbruch werden vernachlässigt.



- Es gibt eine mit der mittleren Kornspannung abnehmende, obere Grenze  $e_i$  und untere Grenze  $e_d$  der Porenzahl sowie eine abnehmende kritische Porenzahl  $e_c$ .
- Das Korngerüst verhält sich ratenunabhängig, d. h. sein Spannungs-Deformations-Verhalten ist nicht von der Deformations- bzw. Belastungsgeschwindigkeit abhängig.
- Es gilt das Prinzip der wirksamen Spannungen.

Bezogen auf den Boden treffen diese Eigenschaften weitestgehend auf monoton belastete, grobkörnige bzw. nichtbindige Böden zu.

Als das erste hypoplastische Stoffgesetz kann das nichtlineare viskoplastische Stoffgesetz von [Kolymbas, 1978] angesehen werden, das in [Kolymbas, 1985] und [Kolymbas, 1988] modifiziert wurde [Herle, 1997]. In darauffolgenden Arbeiten wurde das Stoffgesetz systematisch weiterentwickelt sowie verschiedene Versionen der Hypoplastizität für spezielle Boden- und Belastungsverhältnisse über die o. g. Eigenschaften einfacher Korngerüste hinaus entwickelt. Nach [Tejchman, 2005] und [Tejchman, Wu, 2008] lassen sich hypoplastische Stoffgesetze wie folgt unterteilen:

- Für einfache Korngerüste mit monotonen Deformationspfaden [Wu, 1992]
- Für einfache Korngerüste mit monotonen Deformationspfaden bei Berücksichtigung von Verfestigung und Pyknotropie [Bauer, 1996], [Gudehus, 1996], [v. Wolffersdorff, 1996]
- Hypoplastizität mit intergranularer Dehnung bei zyklischer Belastung [Niemunis, Herle, 1997]
- Anisotrope Hypoplastizität [Bauer et al., 2004]
- Für Böden mit kleinem inneren Reibungswinkel [Herle, Kolymbas, 2004]
- Für kohäsive Böden [Mašín, 2005], [Weifner, Kolymbas, 2007]

In dem hypoplastischen Ansatz von [Wu, 1992] werden Verfestigung (Barotropie) und Pyknotropie (s. S. 74) noch vernachlässigt. Aus dem Ansatz von [Gudehus, 1996] und [Bauer, 1996] sowie der darauf aufbauenden Modifizierung von [v. Wolffersdorff, 1996] ergibt sich die Steifigkeit in Abhängigkeit der Kornspannung, Porenzahl und Deformationsrichtung. Anders als bei elastoplastischen Stoffgesetzen werden somit Steifigkeits- und Festigkeitsgrößen abgeleitet und nicht vorgegeben [Gudehus, 2002]. Darüber hinaus wird das für grobkörnige Böden typische dilatante und kontraktante Verhalten berücksichtigt. Damit ist das hypoplastische Stoffgesetz nach dem Ansatz von [v. Wolffersdorff, 1996] für die Beschreibung von Verdichtungsinjektionsvorgängen in nichtbindigen Böden gut geeignet und wurde den Finite Elemente Berechnungen in den Kapiteln 5, 6 und 7 zugrunde gelegt. Die Gleichungen und Stoffparameter werden im Folgenden näher erläutert.

Hypoplastische Stoffgesetze sind eine Alternative zu den in der Geotechnik häufig verwendeten elastoplastischen Stoffgesetzen, die auf der klassischen Plastizitätstheorie basieren. Die strikte Unterteilung bei elastoplastischen Stoffgesetzen in elastische und plastische Verschiebungen ist eine durch Versuche nicht eindeutig belegbare Idealisierung des Baugrundverhaltens. Um das Baugrundverhalten besser anzunähern, werden daher komplexe Fließflächen für elastoplastische Stoffgesetze definiert. Hierfür sind zahlreiche Parameter erforderlich, die physikalisch nicht hergeleitet werden können [Kolymbas, 1991]. Bei hypoplastischen Stoffgesetzen werden die Verschiebungen nicht in elastische und plastische Anteile aufgespalten. Es gibt auch keine Fließregel, die das plastische Deformationsverhalten steuert oder eine Verfestigungsregel zur Berücksichtigung einer spannungsabhängigen Steifigkeit. Mit hypoplastischen Stoffgesetzen können diese typischen Baugrundeigenschaften durch eine Tensorgleichung abbildet werden:

$$\dot{\mathbf{T}} = \mathbf{h}(\mathbf{T}, \mathbf{D}, e) \quad (73)$$

Nach (73) ist die Jaumannsche Spannungsrate  $\dot{\mathbf{T}}$  (63) eine Funktion des Cauchy'schen Spannungstensors  $\mathbf{T}$  (53), dem Deformationsratentensor  $\mathbf{D}$  (s. S. 69) und der Porenzahl  $e$ . Demnach sind hypoplastische Stoffgesetze vom Ratentyp. Durch die Porenzahl ist die Spannungsrate von der Dichte des Bodens abhängig.

Neben (73), der Gleichung für die Spannung, ist für die weitere Zustandsgröße, die Dichte, eine Gleichung erforderlich. Als Äquivalent für die Dichte wird die Porenzahl  $e$  verwendet. Die Porenzahl  $e$  ist das Verhältnis zwischen dem Porenvolumen und dem Festkörpervolumen. Für die Änderung der Porenzahl über die Zeit  $\dot{e}$  wird ein konstantes Festkörpervolumen angenommen:

$$\dot{e} = (1 + e) \cdot \text{tr} \mathbf{D} \quad (74)$$

In (74) ist  $\text{tr} \mathbf{D}$  die volumetrische Dehnungsrate, d. h. gleichbedeutend mit der Änderung des Bodenvolumens, das somit nur aus der Änderung des Porenvolumens resultiert.

Auf Grundlage von (73) formulierte [v. Wolffersdorff, 1996] die Tensorgleichung für die objektive Spannungsrate

$$\dot{\mathbf{T}} = f_b \cdot f_e \cdot \frac{1}{\text{tr} \mathbf{T}^2} \cdot [\mathbf{F}^2 \cdot \mathbf{D} + a^2 \cdot \hat{\mathbf{T}} \cdot \text{tr}(\hat{\mathbf{T}} \cdot \mathbf{D}) + f_d \cdot a \cdot \mathbf{F} \cdot (\hat{\mathbf{T}} + \hat{\mathbf{T}}^*) \cdot \sqrt{\text{tr} \mathbf{D}^2}] \quad (75)$$

mit den Spannungstensoren

$$\hat{\mathbf{T}} := \frac{\mathbf{T}}{\text{tr} \mathbf{T}} \quad (76)$$

$$\hat{\mathbf{T}}^* := \hat{\mathbf{T}} - \frac{1}{3} \cdot \mathbf{I} \quad (77)$$

und

$$a := \frac{\sqrt{3} \cdot (3 - \sin \varphi_c)}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \sin \varphi_c} \quad (78)$$

Aus der in Abbildung 59 in der Deviatorebene dargestellten Grenzbedingung nach [Matsuoka, Nakai, 1974] ergibt sich die spannungsabhängige Funktion

$$\mathbf{F} := \sqrt{\frac{1}{8} \cdot \tan^2 \psi + \frac{2 - \tan^2 \psi}{2 + \sqrt{2} \cdot \tan \psi \cdot \cos 3\theta}} - \frac{1}{2 \cdot \sqrt{2}} \cdot \tan \psi \quad (79)$$

mit der invarianten Winkelfunktion

$$\tan \psi = \sqrt{3 \cdot \text{tr} \hat{\mathbf{T}}^{*2}} \quad (80)$$

und der Funktion für die Form der Grenzbedingung für kritische Zustände in der Deviatorebene

$$\cos 3\theta = -\sqrt{6} \frac{\text{tr} \hat{\mathbf{T}}^{*3}}{(\text{tr} \hat{\mathbf{T}}^{*2})^{3/2}} \quad (81)$$

Die Dichteabhängigkeit (Pyknotropie) wird durch die beiden skalaren Funktionen (82) und (83), die auch als Pyknotropiefaktoren bezeichnet werden, berücksichtigt:

$$f_d := \left( \frac{e - e_d}{e_c - e_d} \right)^\alpha \quad (82)$$

$$f_e := \left( \frac{e_c}{e} \right)^\beta \quad (83)$$

Die Druckabhängigkeit (Barotropie) wird durch den Barotropiefaktor

$$f_b := \frac{h_s}{n} \cdot \left( \frac{e_{i0}}{e_{c0}} \right)^\beta \cdot \frac{1 + e_i}{e_i} \cdot \left( \frac{3 \cdot p_s}{h_s} \right)^{1-n} \cdot \left[ 3 + a^2 - a \cdot \sqrt{3} \cdot \left( \frac{e_{i0} - e_{d0}}{e_{c0} - e_{d0}} \right)^\alpha \right]^{-1} \quad (84)$$

berücksichtigt.

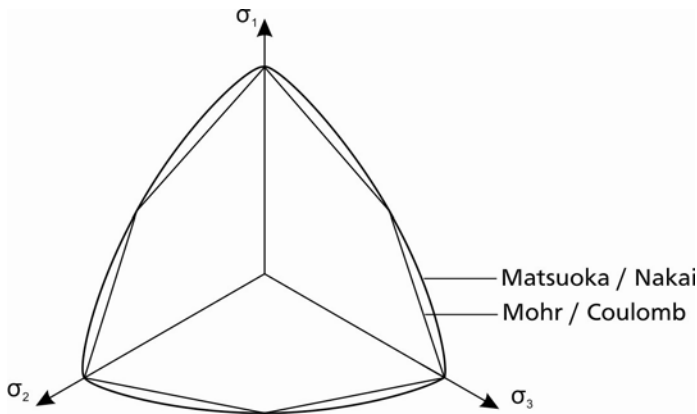


Abbildung 59: Darstellung der Grenzbedingung in der Deviatorenebene nach [Matsuoka, Nakai, 1974]

Das hypoplastische Stoffgesetz in der Variante von [v. Wolffersdorff, 1996] benötigt insgesamt acht Stoffparameter, die nach [Herle, 1997] mit geotechnischen Standardlaborversuchen bestimmt werden können. Die einzelnen Stoffparameter sowie Ihre Bestimmung werden nachfolgend beschrieben.

Mit fortschreitendem Schervorgang eines Korngerüstes wird ein kritischer Zustand asymptotisch angenähert. Spannungs- und Dehnungsraten werden im kritischen Zustand zu null. Der Reibungswinkel dieses Zustandes wird als *kritischer Reibungswinkel*  $\varphi_c$  bezeichnet. Dieser lässt sich aus den im kritischen Zustand konstanten Spannungen wie folgt ermitteln:

$$\sin \varphi_c = \frac{\sigma'_1 - \sigma'_3}{\sigma'_1 + \sigma'_3} \quad (85)$$

Im Labor ist die Bestimmung des kritischen Reibungswinkels  $\varphi_c$  mit dem Rahmen- oder Ringscherversuch möglich, wobei im Verlauf dieser Versuche das Erreichen des kritischen Zustandes kaum möglich ist [Herle, 1997]. Alternativ empfiehlt [Herle, 1997]  $\varphi_c$  mit dem weniger aufwendigen *Schüttkegelversuch* [Cornforth, 1973] abzuschätzen. Bei dem Versuch wird granulares Material langsam aus einem Trichter zu einem Kegel aufgeschüttet (Beschreibung Schüttkegelversuch, s. Kapitel 6.4). Ausgehend von der Annahme, dass das Aufschütten des Kegels einem kritischen Zustand entspricht, wird der Böschungswinkel des Schüttkegels dem kritischen Reibungswinkel  $\varphi_c$  gleich gesetzt. Eine Korrelation des kritischen Reibungswinkels mit dem inneren Reibungswinkel des Bodens  $\varphi'$  ist nicht bekannt, da der innere Reibungswinkel aus einem ebenen und der kritische Reibungswinkel aus einem räumlichen Spannungszustand resultieren. Einen Einfluss auf den kritischen Reibungswinkel haben die Kornform, Korngröße und Korngrößenverteilung des Bodens. Die Abhängigkeiten von diesen Größen sind in [Herle, 1997] näher erläutert.

Das Kompressionsverhalten eines Korngerüstes wird im hypoplastischen Stoffgesetz über die *Granulathärte*  $h_s$  und deren *Exponent*  $n$  gesteuert, wobei  $h_s$  nach [Herle, 1997] als eine Art Kompressionskennwert bezeichnet werden kann. Bei isotroper Kompression verändert sich die Porenzahl wie folgt:

$$e = e_0 \cdot \exp \left[ - \left( \frac{3 \cdot p_s}{h_s} \right)^n \right] \quad (86)$$

Bei halblogarithmischer Darstellung der Porenzahl  $e$  über der mittleren Kornspannung  $p_s$  ergibt sich für nichtbindige Böden der qualitative Funktionsverlauf in Abbildung 60. Hier ist eine Zunahme des Kompressionsbeiwertes mit zunehmender mittlerer Kornspannung zu erkennen. Der Kompressionsbeiwert  $C_c$  ist veränderlich. Hingegen ist z. B. bei normal konsolidierten Tönen der Kompressionsbeiwert konstant und somit die Kompression in der halblogarithmischen Darstellung eine Gerade.

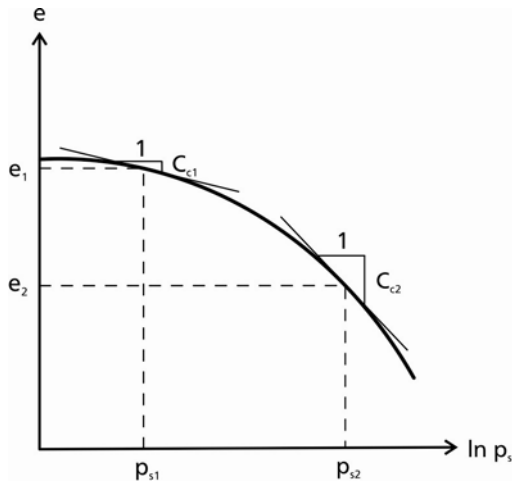


Abbildung 60: Abhängigkeit Porenzahl  $e$  von mittlerer Kornspannung  $p_s$  nach [Herle, 1997]

Die Bestimmung von  $h_s$  und  $n$  kann mittels eines Oedometerversuches nach [DIN18135, 1996] durchgeführt werden. Nach [Herle, 1997] kann die Probe mit einer lockeren Lagerung eingebaut werden. Die Granulathärte ergibt sich über die Porenzahl  $e$  einer bestimmten mittleren Spannung  $p_s$  und dem dazugehörigen Kompressionsbeiwert  $C_c$  aus der Kompressionskurve nach Abbildung 60 zu:

$$h_s = 3 \cdot p_s \cdot \left( \frac{n \cdot e}{C_c} \right)^{1/n} \quad (87)$$

Die Granulathärte  $h_s$  ist für die Gesamtneigung der Kompressionskurve verantwortlich. Je größer  $h_s$  ist, desto flacher ist der Gesamtverlauf der Kurve. Durch Bestimmung zweier Wertepaare  $e$  und  $p_s$  der Kompressionskurve (Abbildung 60) sowie der dazugehörigen Kompressionsbeiwerte  $C_c$  kann der Exponent  $n$  mittels der Beziehung

$$n = \frac{\ln \left( \frac{e_1 \cdot C_{c2}}{e_2 \cdot C_{c1}} \right)}{\ln \left( \frac{p_{s2}}{p_{s1}} \right)} \quad (88)$$

bestimmt werden. Der Exponent  $n$  ist für die Krümmung der Kompressionskurve verantwortlich. Je größer  $n$  ist, desto größer ist die Krümmung. Die Parameter  $h_s$  und  $n$  sind maßgeblich vom Kornmaterial, der Kornform und der Korngrößenverteilung abhängig. In [Herle, 1997] ist insbesondere die Abhängigkeit von der Ungleichförmigkeitszahl  $C_u$  und der mittleren Korngröße  $d_{50}$  dargestellt.

Das Verdichtungsverhalten des Bodens wird im hypoplastischen Stoffgesetz in der Variante von [v. Wolffersdorff, 1996] über die Porenzahlen beschrieben. Hierzu werden drei Porenzahlen für eine mittlere Kornspannung von  $p_s = 0$  als Parameter festgelegt. Mit der *Porenzahl im kritischen Zustand*  $e_{c0}$  wird dem Umstand Rechnung getragen, dass unabhängig von der Lagerungsdichte eines Bodens mit fortschreitender Scherung immer eine bestimmte Porenzahl erreicht wird, wenn die Spannungs- und Dehnungsraten im kritischen Zustand zu null werden. Die Unter- und Obergrenze der möglichen Porenzahlen des Bodens werden mit der *Porenzahl bei dichtester Lagerung*  $e_{d0}$  und der *Porenzahl bei lockerster isotroper Lagerung*  $e_{i0}$  beschrieben. Eine Bestimmung der Porenzahl im kritischen Zustand  $e_{c0}$  kann über Scherversuche oder über die Bestimmung der lockersten Lagerung  $e_{max}$  nach [DIN18126, 1996] erfolgen. Die Porenzahl bei dichtester Lagerung  $e_{d0}$  kann ebenfalls nach [DIN18126, 1996] über die dichteste Lagerung  $e_{min}$  bestimmt werden. Nach [Herle, 1997] gilt  $e_{c0} \approx e_{max}$  und  $e_{d0} \approx e_{min}$ . Die Porenzahl bei lockerster isotroper Lagerung  $e_{i0}$  resultiert aus dem hypothetischen Zustand eines Korngerüsts mit der lockersten, geometrisch möglichen Lagerung, wie sie z. B. eine reguläre Packung gleicher Kugeln in lockerster Lagerung darstellt. Sie kann nicht experimentell ermittelt werden und ist lockerer als die lockerste Lagerung  $e_{max}$  nach [DIN18126, 1996]. [Herle, 1997] schlägt z. B. für natürliche Quarzsande zur Abschätzung  $e_{i0} \approx 1,15 \cdot e_{max}$  vor. Die

Druckabhängigkeit der 3 Porenzahlen ergibt sich nach [Bauer, 1996] über die Gleichung:

$$\frac{e_i}{e_{i0}} = \frac{e_c}{e_{c0}} = \frac{e_d}{e_{d0}} = \exp \left[ - \left( \frac{3 \cdot p_s}{h_s} \right)^n \right] \quad (89)$$

Trägt man die drei Porenzahlen über die mittlere Kornspannung, normiert durch die Granulathärte auf, ergibt sich nach (89) qualitativ ein Verlauf wie in Abbildung 61 dargestellt.

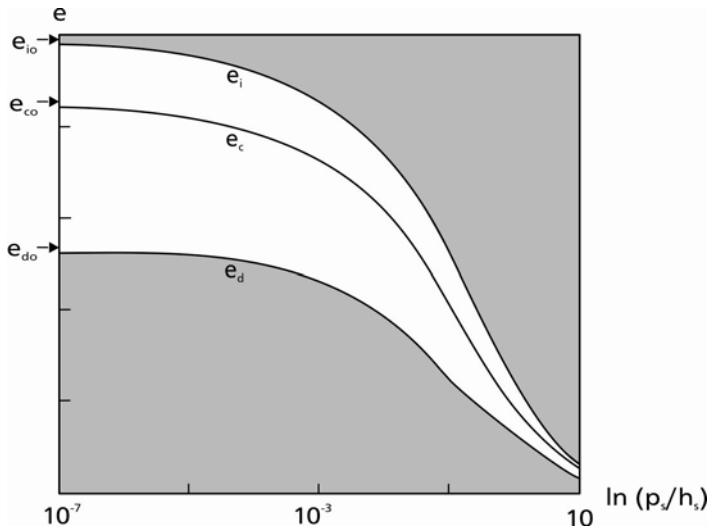


Abbildung 61: Spannungsabhängigkeit der Porenzahlen  $e_c$ ,  $e_d$  und  $e_i$  [Bauer, 1996]

Durch den *Exponent*  $\alpha$  wird der Einfluss der Dichte auf den Peakreibungswinkel  $\varphi_p$  eines Korngerüsts festgelegt. Der Peakreibungswinkel dicht gelagerter, nichtbindiger Böden ist spannungs- und dichteabhängig und kann mittels Triaxialversuch oder verschiedener Scherversuche bestimmt werden. Zur Bestimmung des Exponenten  $\alpha$  nach [Herle, 1997] werden  $\varphi_p$  und die bei gleicher mittlerer Kornspannung  $p_s$  im Versuch ermittelten Porenzahlen  $e$ ,  $e_c$  und  $e_d$  zusammen mit dem kritischen Reibungswinkel  $\varphi_c$  heran gezogen.

Der *Exponent*  $\beta$  wird als Pyknotropiefaktor bezeichnet. Durch ihn steigt die Spannungsrate mit zunehmender Dichte bei konstanter Deformationsrate und konstantem mittlerem Druck. Durch  $\beta$  wird die variable Steifigkeit bei veränderlicher Dichte und konstantem Druck berücksichtigt [Herle, Mayer, 1999]. Indirekt wird auch der Spannungseinfluss berücksichtigt. Nach [Herle, 1997] wird der Einfluss von  $\beta$  mit zunehmender Anfangsdichte größer. Hingegen hat  $\beta$  bei lockeren Lagerungsverhältnissen einen geringen Einfluss. Zur Bestimmung von  $\beta$  ist die Kenntnis aller anderen hypoplastischen Parameter erforderlich. Durch Bestimmung des Steifigkeitsverhältnisses unterschiedlich dicht gelagerter Proben bei gleicher Spannung kann  $\beta$  mittels Oedometerversuch nach [DIN18135, 1996] bei Kenntnis des Ruhedruckbeiwertes bestimmt werden. Wird der Seitendruck zur Bestimmung des Ruhedruckbeiwertes nicht gemessen, kann der Ruhedruckbeiwert alternativ über den Peakreibungswinkel abgeschätzt werden, was einen Triaxial- oder Scherversuch erforderlich macht. Für eine erste Abschätzung, empfiehlt [Herle, 1997]  $\beta = 1,0$  zu setzen.

Zusammenfassend ist festzuhalten: Zur Bestimmung der hypoplastischen Parameter  $\varphi_c$ ,  $h_s$ ,  $n$ ,  $e_{c0}$  und  $e_{d0}$  können ein Schüttkegelversuch z. B. nach [Cornforth, 1973], ein Oedometerversuch an einer sehr locker bis locker eingebauten Probe nach [DIN18135, 1996] und je ein Versuch zur Bestimmung der Dichte nichtbindiger Böden bei lockerster und dichtester Lagerung nach [DIN18126, 1996] verwendet werden. Die übrigen Parameter  $e_{i0}$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  lassen sich aus einem Triaxialversuch nach [DIN18137-2, 2011] und einem Oedometerversuch nach [DIN18135, 1996] an dicht eingebauten Proben oder mittels Korrelationen nach [Herle, 1997] abschätzen. Typische und beispielhafte Parametersätze aus dem Literaturstudium sind in der Tabelle 16 zusammengestellt. In der Zeile mit der Bezeichnung *Sand*

ist die Bandbreite recherchierter Parameterwerte für verschiedene Sandböden angegeben. Die weiteren Parametersätze sind Einzelbeispiele für unterschiedliche Bodenarten. In der letzten Zeile sind typische Werte für fünf der acht hypoplastischen Parameter nach [Herle, 1997] angegeben. Diese können bei einer Abschätzung als erste Näherung verwendet werden. Eine ausführliche Sammlung von Parametersätzen befindet sich u. a. in [Meißner, 2013].

Tabelle 16: Beispiele für hypoplastische Parametersätze

Boden	$\varphi_c$ [°]	$h_s$ [MN/m <sup>2</sup> ]	$n$ [-]	$e_{c0}$ [-]	$e_{d0}$ [-]	$e_{i0}$ [-]	$\alpha$ [-]	$\beta$ [-]	Quelle
Sand	29-35	190-10700	0,19- 0,467	0,75- 1,01	0,44- 0,63	0,86-1,2	0,11- 0,25	1,0-2,0	*)
Schlabendorf-Sand	33	1600	0,19	0,85	0,44	1,0	0,25	1,0	[Herle, 1997]
Auffüllung (Sand)	30	6000	0,467	1,01	0,613	1,163	0,1175	1,0	[v. Wolffersdorff, Schwab, 2001]
Hochstetten Kies	36	32000	0,18	0,45	0,26	1,05	0,1	1,9	[Herle, Gudehus, 1999]
London Clay	22,6	0,66	0,214	2,8	2,6	3,23	0,45	2,0	[Mašín, 2005]
Bangkok Clay	26,5	0,9	0,28	4,53	1,98	4,99	0,0	0,8	[Tanseng, 2005]
Geschiebe- mergel	30	210	0,31	0,91	0,523	1,09	0,19	1,0	[v. Wolffersdorff, Schwab, 2001]
Bandbreite nach Herle	23-40	20-3000	0,1-0,66	-	-	-	0,1-0,3	0,95-1,3	[Herle, 1997]

\*) [Herle, Mayer, 1999], [Bauer et al., 2004], [Herle, 1997], [Maier, 2002], [Maier, Hettler, 2003], [Herle, Gudehus, 1999], [v. Wolffersdorff, 1996], [v. Wolffersdorff, Schwab, 2001]



## 5. Voruntersuchungen und Modellverifizierung

### 5.1. Vergleich analytische mit numerischen Berechnungen

Bevor numerische Simulationen von Verdichtungsinjektionsvorgängen durchgeführt werden konnten, musste das hierfür konzipierte und in Kapitel 4.1.3 beschriebene numerische Modell basierend auf *Updated with Rotation Euler Formulation* verifiziert werden. Als Referenzgröße wurde die Spannungsverteilung im Boden infolge einer verschiebungsgesteuerten Aufweitung gewählt, da hierfür zuverlässige geschlossene Lösungen entwickelt wurden. Für die vertikale Verschiebung der GOK gibt es hingegen bisher keine zuverlässige analytische Lösung wie bisherige Veröffentlichungen mit widersprüchlichen Aussagen in [Graf, 1969], [Nichols, Goodings, 2000] belegen (vgl. S. 34). Aus diesem Grund wurde zur Verifizierung des numerischen Modellierungsansatzes die Spannungsverteilung aus einer Finiten Elemente Berechnung mit *Updated with Rotation Euler Formulation* mit der Spannungsverteilung aus dem analytischen Berechnungsverfahren nach [Vesic, 1972] verglichen. Die Verteilungen der radialen und tangentialen Spannungen  $\sigma_r$  und  $\sigma_\theta$  wurden dabei nach der Abbildung 44 bzw. nach (17), (18), (19) und (22) ermittelt.

Bei der geschlossenen Lösung nach [Vesic, 1972] handelt es sich um eine Vollraumbetrachtung nach der Theorie der Hohlraumaufweitung (s. Kapitel 3.5.1). Aus diesem Grund wurde eine einzelne Injektion in einer genügend großen Tiefe, bei der Verschiebungen an der Oberfläche keinen Einfluss auf die Spannungsverteilung haben, mit einem FE-Modell berechnet. Die unverschieblichen Modellränder wurden in einem genügend großen Abstand angeordnet (vgl. S. 49 oben, (22) und Kapitel 7.2). Wie auch bei der geschlossenen Lösung nach [Vesic, 1972] wurde für die FE-Berechnung das linear-elastisch ideal-plastische Stoffgesetz mit Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb verwendet. Als Baugrund wurde ein kohäsionsloser Boden mit einem inneren Reibungswinkel  $\varphi' = 30^\circ$  gewählt. Es wurde eine kugelförmige Aufweitung mit einem Endradius von  $r = 0,5 \text{ m}$  simuliert. Hierzu wurde mit dem Programm Tochnog 8 [FEAT, 2011] ein rotationssymmetrisches Finite Elemente Modell mit 5102 Knoten und 4987 linearen Viereck-Elementen (Abbildung 62) erstellt.

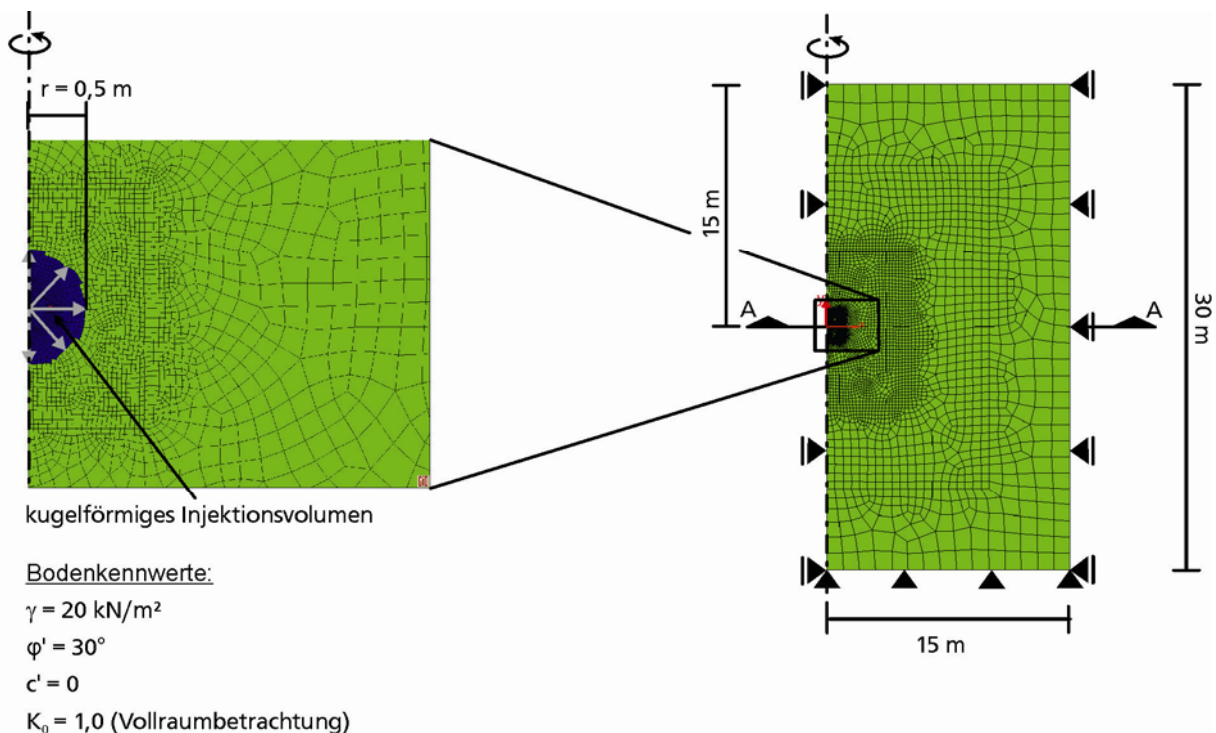


Abbildung 62: Finite Elemente Modell für den Vergleich mit einer analytischen Lösung

Für diese und alle weiteren FE-Berechnungen wurde ein 64 bit-Rechner mit 12 GB Arbeitsspeicher und einer Prozessor-Taktfrequenz von 16 GHz verwendet. Hiermit betrug die Berechnungsdauer ca. 5 h. Die Ergebnisse belegen die Übereinstimmung zwischen analytischer und numerischer Berechnung. Aus der nachfolgenden Abbildung 63 gehen die nahezu deckungsgleichen Verläufe im elastischen und den kleinen Unterschied der Verläufe im plastischen Bereich infolge der beiden Berechnungsverfahren sowohl für die radialen Spannungen  $\sigma_r$  als auch für die tangentialen Spannungen  $\sigma_\theta$  anhand der eingezeichneten Spannungsverläufe hervor. Der Knick im Verlauf der tangentialen Spannung befindet sich im radialen Abstand  $r_p$  von der Injektionsmitte, am Rande der plastischen Zone (vgl. S. 55). Für radiale Abstände bei  $r < r_p$  ergibt sich plastisches, für  $r > r_p$  elastisches Verhalten.

Bei beiden Berechnungsverfahren ergab sich anhand des Verlaufes von  $\sigma_\theta$  eine Ausdehnung der plastischen Zone bis  $r_p = 1,2$  m. Bei der numerischen Berechnung wird dies durch den Verlauf der radialen, plastischen Stauchungen  $\varepsilon_{p,r}$ , die in Abbildung 63 unten dargestellt sind, durch den Nulldurchgang bei  $r = r_p$  belegt.

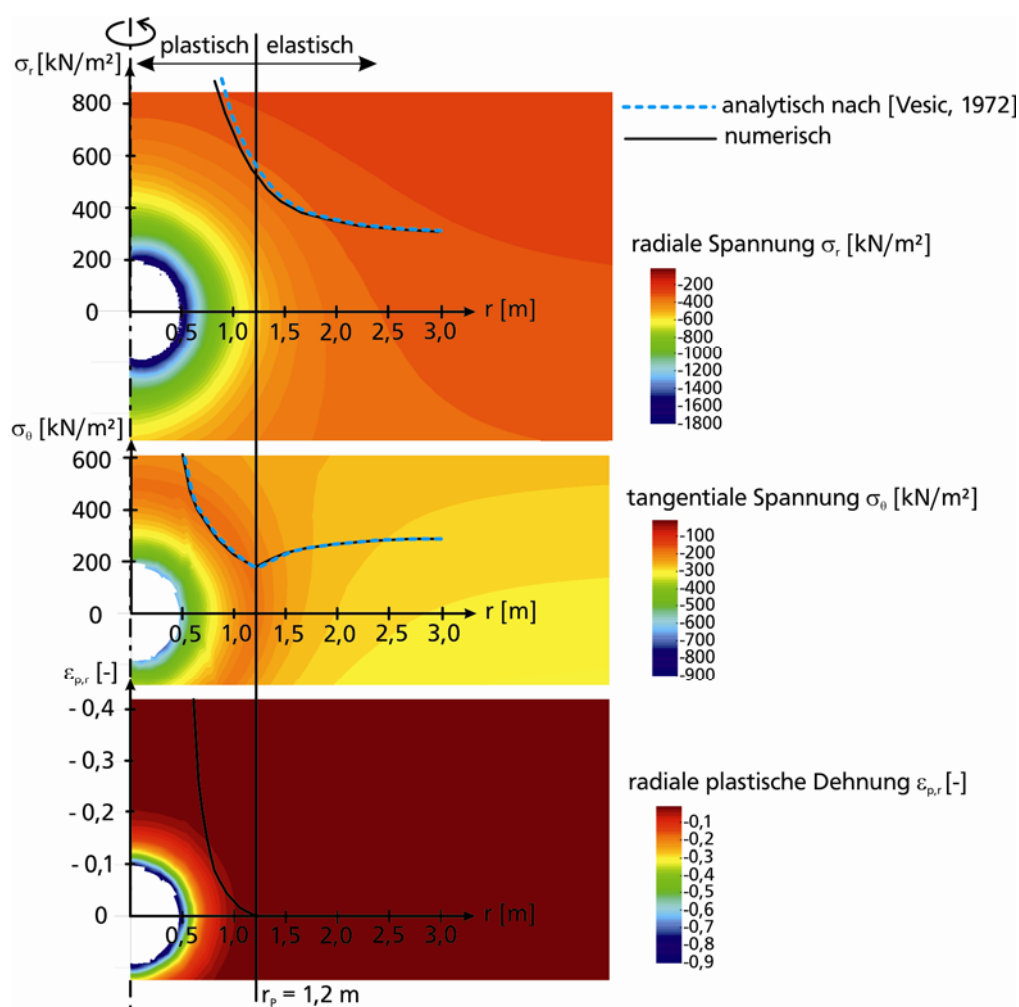


Abbildung 63: Numerische und analytische Ergebnisse im Schnitt A – A

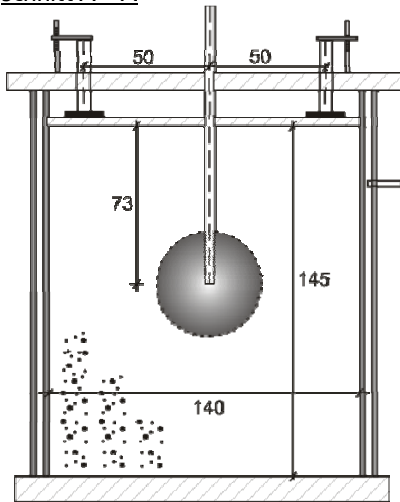
## 5.2. Backanalysis eines Modellversuches

### 5.2.1. Modellversuch

Zur Validierung des Stoffgesetzes für den Boden zur Verdichtungsinjektionssimulation wurde ein Modellversuch nachgerechnet und eine Sensitivitätsanalyse der Stoffparameter durchgeführt.

Für die Back-Analysis mit Tochnog 8 [FEAT, 2011] wurde ein Laborversuch nach [El-Kelesh et al., 2009] herangezogen. Hier wurden in einer Kalibrierungskammer (engl.: calibration chamber) Einzel-Injektionen im trockenen Sand unter Variation der Konsolidierungsauflast  $\sigma_v$  durchgeführt. Injektionsvolumen, laterale Spannungen  $\sigma_{h,mittel}$  (mittlere radiale Spannungen am seitlichen Probenrand) und vertikale Verschiebungen der Probenoberkante  $v_{mittel}$  wurden gemessen.

Schnitt A – A



Draufsicht

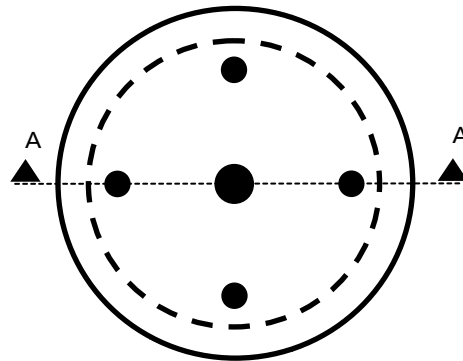


Abbildung 64: Abmessungen [mm] Laborversuch [El-Kelesh et al., 2009]

Für den nachgerechneten Laborversuch wurde ein trockener Sand mit einer Korngrößenverteilungskurve nach Abbildung 65 und Bodenkennwerten nach Tabelle 17 verwendet:

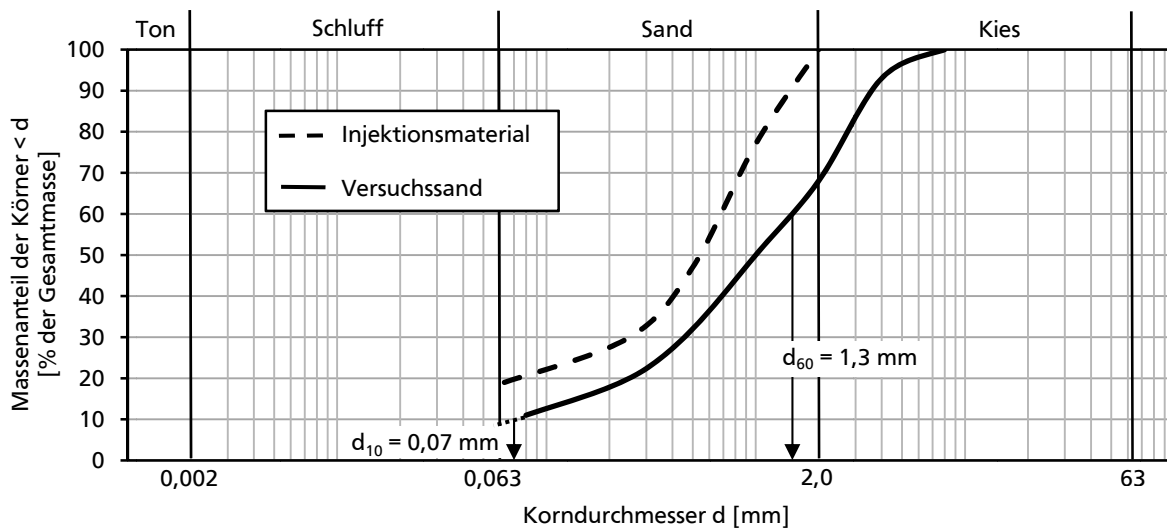


Abbildung 65: Korngrößenverteilungskurven [El-Kelesh et al., 2009]

Tabelle 17: Bodenkennwerte Versuchssand

Wichte des Bodens $\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	Porenzahl bei lockerster Lagerung $e_{max}$ [-]	Porenzahl bei dichtester Lagerung $e_{min}$ [-]	Lagerungsdichte $D$ [-]	Kornwichte $\gamma_s$ [kN/m <sup>3</sup> ]	Einbau-Porenzahl $e$ [-]	Ungleichförmigkeitszahl $C_u$ [-]
15,2	0,923	0,562	0,448	26,5	0,743	19

Nach Einbau des Versuchssandes wurden vier verschiedene Konsolidierungsauflasten  $\sigma_v = 85 \text{ kN/m}^2$ ,  $125 \text{ kN/m}^2$ ,  $165 \text{ kN/m}^2$  und  $205 \text{ kN/m}^2$  aufgebracht. In Abbildung 66 ist beispielhaft die Berechnungsvariante mit  $\sigma_v = 125 \text{ kN/m}^2$  dargestellt. Die Erdruhedruckverhältnisse wurden mit  $K_0 = 0,41$  bis  $K_0 = 0,49$  für die Anfangszustände erzeugt. Die maximale und minimale Porenzahl lagen bei  $e_{\max} = 0,88$  bis  $e_{\max} = 0,92$  und  $e_{\min} = 0,55$  bis  $e_{\min} = 0,56$ . Die Injektionskörper wurden in mehreren Schritten mit Relaxationspausen bei einer Injektionsrate von  $5,0 \text{ l/min}$  erstellt. Es wurden bis  $\sim 40 \text{ l}$  oder bis  $\sim 60 \text{ l}$  Injektionsmittel in zwei oder drei Arbeitsschritten zu je  $\sim 20 \text{ l}$  in die Probe eingepresst. Die vertikalen Verschiebungen wurden über vier Verschiebungsmesser an der Oberseite der Probe aufgezeichnet. Nach dem Injektionsvorgang wurden die Injektionskörper ausgegraben.

An der Oberkante des Gerätes wurde eine gleichmäßige Hebung gemessen. Diese stieg mit den horizontalen Spannungen an. Je größer die horizontalen Spannungen waren, umso eher bildete sich der Injektionskörper kugelförmig aus. Am Ende eines Injektionsvorgangs wurde eine Setzung als Ergebnis der Kriechdeformation festgestellt. Die Veränderung des Bodenvolumens war im Verhältnis zur vertikalen Verschiebung sehr groß.

### 5.2.2. Finite Elemente Berechnung

Mit dem Programm Tochnog 8 [FEAT, 2011] wurde ein rotationssymmetrisches Finite Elemente Modell mit 2233 Knoten und 4270 linearen Dreieck-Elementen (Abbildung 66) zur numerischen Simulation des Injektionsvorganges erstellt.

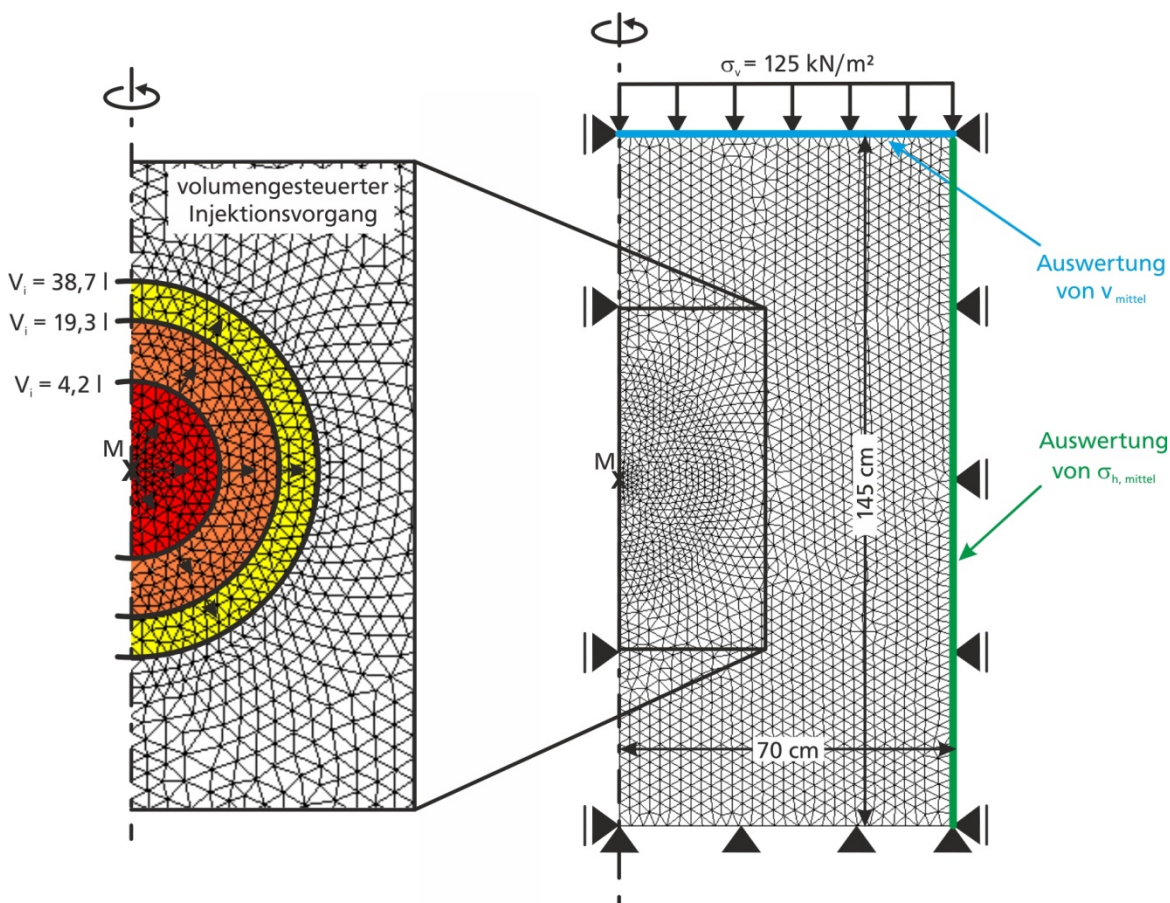


Abbildung 66: Finite Elemente Modell für die Backanalysis

Der Versuchssand wurde elastoplastisch mit Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb und mit hypoplastischem Ansatz nach [Kolymbas, 1988] erweitert durch [v. Wolfersdorff, 1996] modelliert.

Die Randbedingungen wurden entsprechend der Versuchsbeschreibung in [El-Kelesh et al., 2009] festgelegt (s. Abbildung 66). Der Injektionsvorgang wurde basierend auf der Eulerschen Betrachtungsweise des Kontinuums verschiebungsgesteuert mit der *Updated with Rotation Euler Formulation* (s. Kapitel 4.1.3) simuliert. Der Injektionskörper breitet sich dabei konvektiv und kugelförmig über ein Raumpunktenetz aus (vgl. S. 66).

Zum Vergleich mit der verschiebungsgesteuerten, Eulerschen Betrachtungsweise wurden zusätzlich eine druckgesteuerte Berechnung basierend auf der Lagrangeschen Betrachtungsweise sowie auf Grundlage der Theorie großer Verformungen mit der *Updated Lagrange Formulation* durchgeführt.

Zunächst wurden fünf elastoplastische Berechnungen mit der *Updated with Rotation Euler Formulation* durchgeführt, denen das Mohr-Coulombsche Materialgesetz zugrunde liegt. Die Stoffgesetzparameter wurden empirisch ermittelt und tw. variiert. Die Berechnung mit der besten Übereinstimmung mit den Labormessungen wurde als Berechnungsvariante *Mohr-Coulomb* ausgewertet. Für die Berechnungen mit dem hypoplastischen Stoffgesetz wurde zunächst ein erster Parametersatz für die Berechnung *Hypoplastizität – Variante 1* aus den Korrelationen nach [Herle, 1997] abgeleitet. Hier wurden die Porenzahlen mit  $e_{d0} = e_{min} = 0,56$  und  $e_{c0} = e_{max} = 0,92$  sowie  $e_{i0} = 1,12$  angesetzt und die Verdichtung infolge Konsolidierung vereinfacht über die Anfangsporenzahl mit  $e_{ini} = 0,7$  abgeschätzt. Für die Back-Analysis der weiteren fünf hypoplastischen Parameter  $\phi_c$ ,  $h_s$ ,  $n$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  wurde die Konsolidierung ausgehend von der Anfangsporenzahl  $e_{ini} = 0,743$  entsprechend der in [El-Kelesh et al., 2009] angegebenen Lagerungsdichte von  $D = 0,448$  in einem ersten Berechnungsschritt ermittelt. Die Parameter wurden variiert, bis eine gute Übereinstimmung mit den Messungen im Labor erzielt wurde. Diese Berechnungsvariante wurde mit *Hypoplastizität – beste Näherung* bezeichnet. Mit dieser Variante wurde eine Vergleichsrechnung mit der *Updated Lagrange Formulation* durchgeführt. In Tabelle 18 sind die Parametersätze des Versuchssandes für die Berechnungsvarianten *Mohr-Coulomb*, *Hypoplastizität – Variante 1* und *Hypoplastizität – beste Näherung* sowie Parameter für das Injektionsmittel zusammengestellt. Das Injektionsmittel wurde linear-elastisch abgebildet.

Zusätzlich wurde eine Sensitivitätsanalyse mit den hypoplastischen Parametern für die Auflast von  $\sigma_v = 125 \text{ kN/m}^2$  durchgeführt. Die Porenzahl wurde dabei nicht variiert, da diese Größe im Rahmen des Laborprogrammes bestimmt wurde. Die weiteren fünf hypoplastischen Parameter  $\phi_c$ ,  $h_s$ ,  $n$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  wurden jeweils 3mal variiert. So konnte die Abhängigkeit der berechneten mittleren Hebung der Probenoberkante  $v_{mittel}$  von den hypoplastischen Parametern untersucht werden.

Der Parametersatz für die Berechnungsvariante *Hypoplastizität – beste Näherung* wurde für die Nachrechnung der Versuche mit  $\sigma_v = 85 \text{ kN/m}^2$ ,  $165 \text{ kN/m}^2$  und  $205 \text{ kN/m}^2$  verwendet.

Tabelle 18: Materialparameter für die Back-Analysis

Versuchssand-Parametersatz <i>Mohr-Coulomb</i>						Injektionsmittel	
E [MN/m²]	ν [-]	φ' [°]	c' [kN/m²]	ψ [°]	K <sub>0</sub> [-]	E [MN/m²]	ν [-]
10	0,3	34	0	0	0,419	1	0,4

Versuchssand-Parametersatz <i>Hypoplastizität – Variante 1</i> und <i>Hypoplastizität – beste Näherung</i>								
φ <sub>c</sub> [°]	h <sub>s</sub> [MN/m²]	n [-]	e <sub>c0</sub> [-]	e <sub>d0</sub> [-]	e <sub>i0</sub> [-]	α [-]	β [-]	e <sub>ini</sub> [-]
38	2000	0,2	0,92	0,56	1,12	0,13	1,0	0,700
41	2000	0,11	0,92	0,56	1,12	0,10	0,3	0,743



### 5.2.3. Vergleich der Ergebnisse und Sensitivitätsanalyse

Die Berechnungsdauern lagen bei Varianten mit Mohr-Coulomb bei ca. 20 min und bei Berechnungen mit Hypoplastizität zwischen 1,5 h und 4 h je Variante. Zur Ermittlung der Variante *Hypoplastizität – beste Näherung* wurden über 60 Berechnungen durchgeführt und ausgewertet.

Zunächst wurden die Ergebnisse der verschiebungsgesteuerten Berechnungen mit der *Updated with Rotation Euler Formulation* ausgewertet. Für die Konsolidierungsauflast  $\sigma_v = 125 \text{ kN/m}^2$  wurden die gemessenen und berechneten vertikalen Verschiebungen der Probenoberkante  $v_{\text{mittel}}$  sowie die mittleren horizontalen Spannungen  $\sigma_{h,\text{mittel}}$  am seitlichen Probenrand (laterale Spannungen) für die Berechnungsvarianten *Mohr-Coulomb*, *Hypoplastizität – Variante 1* und *Hypoplastizität – beste Näherung* in Abbildung 67 dargestellt.

Die berechneten horizontalen Spannungen  $\sigma_{h,\text{mittel}}$  am Probenrand weisen eine bessere Übereinstimmung mit den Messungen auf als die vertikalen Verschiebungen  $v_{\text{mittel}}$  in Probenoberkante. Sowohl mit den beiden hypoplastischen Berechnungsvarianten als auch mit *Mohr-Coulomb* konnten die gemessenen horizontalen Spannungen angenähert werden. Der qualitative Unterschied zwischen elastoplastischem und hypoplastischem Ansatz geht deutlich aus den vertikalen Verschiebungen hervor. Bereits mit dem ersten Parametersatz *Hypoplastizität – Variante 1* wurden die gemessenen Verschiebungen besser angenähert als mit *Mohr-Coulomb*.

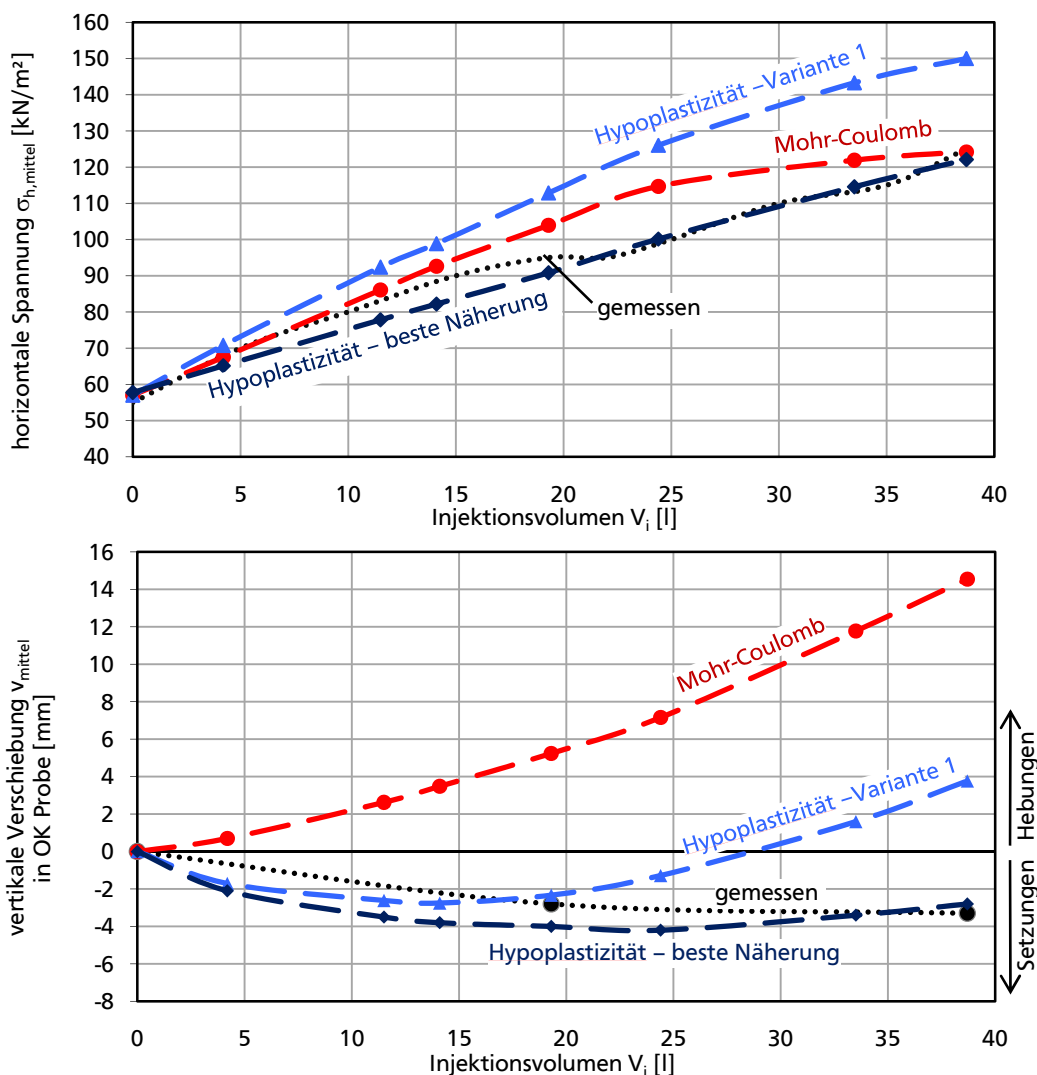


Abbildung 67: Vergleich gemessener mit berechneten Ergebnissen



Die Kurvencharakteristik der gemessenen Werte in Abbildung 67 unten zeigt Setzungen, die bei fortschreitender Injektion zu Hebungen tendieren. Dieser Verlauf deutet auf einen Verdichtungsvorgang hin. Neben dem verdrängten Volumen durch den Injektionskörper ergibt sich auch eine Reduktion des Bodenvolumens durch Umlagerung des Korngerüsts in einen dichteren Zustand. Diese Beobachtung konnte erwartungsgemäß nur mit hypoplastischem Stoffansatz simuliert werden, obwohl hier die Setzungen v. a. zu Beginn der Injektion überschätzt wurden. Ab ca. 25 l wurden bei *Hypoplastizität – beste Näherung* Hebungen der Oberkante berechnet, während im Labor stagnierende Setzungen gemessen wurden. Daher wurde die Gesamtsetzungen in der Berechnung nach der halben Injektionsmenge etwas überschätzt und nach der gesamten Injektionsmenge geringfügig unterschätzt. Insgesamt ergibt sich mit *Mohr-Coulomb* ein Rest-Bodenvolumen von 2,216 m<sup>3</sup>, mit *Hypoplastizität – Variante 1* 2,198 m<sup>3</sup> und mit *Hypoplastizität – beste Näherung* 2,189 m<sup>3</sup>. Demgegenüber steht ein gemessenes Rest-Bodenvolumen von 2,188 m<sup>3</sup> nach der letzten Injektionsstufe.

Die lastgesteuerten Berechnungen mit der *Updated Lagrange Formulation* brachen aufgrund der starken Verzerrung des FE-Netzes (s. Abbildung 68) bei ca. 900 kN/m<sup>2</sup> Injektionsdruck bzw. bei 11,9 l Injektionsvolumen ab. Auch bei Variation der Netzgeometrie wurde die Berechnung vor Erreichen des Injektionsendvolumens von rd. 40 l unterbrochen. Zwar konnte sich hier die Form des Injektionskörpers frei ausbilden, jedoch war die Netzdiskretisierung am Injektionspunkt schwierig umzusetzen. Es musste ein Hohlraum mit einem Anfangsradius von 4 cm, d. h. größer als die im Labor verwendete Injektionslanze modelliert werden, um einen Hohlraumrand mit ausreichender Netzknotenanzahl zu erhalten. Dies war erforderlich bei einem Endradius von über 20 cm.

Bis zum erreichten Injektionsvolumen von 11,9 l sind der Verlauf der Setzungen an der Probenoberkante und die lateralen Spannungen am seitlichen Probenrand mit denen der *Updated with Rotation Euler Formulation* vergleichbar. Der Injektionskörper bildete sich ähnlich wie ein Rotationsparaboloid mit einer vertikal ausgerichteten langen Achse aus. Diese Beobachtung deckt sich mit der Feststellung in [Wawrzyniak, 2002], wonach die Risse senkrecht zu den größten tangentialen Zugspannungen im Boden, d. h. zu Beginn einer Aufbrecheinjektion in normalkonsolidierten Böden vertikal verlaufen. Sofern sich noch nicht der maximale Injektionsdruck eingestellt hat, ist die bevorzugte Aufweitungsrichtung ebenfalls von diesem Effekt beeinflusst. Grundsätzlich ist auch die *Updated Lagrange Formulation* zur Simulation von Verdichtungsinjektionen geeignet. Hierbei sind adaptiven Netzgenerierungsverfahren (s. S. 67), z. B. die ALE-Methode notwendig. Letztlich ist die Netzverzerrung bei einem erforderlichen Aufweitungsfaktor bei diesem Versuch von über 1000 (vgl. Tabelle 14) eine große Herausforderung für die Netzgeometrie. Daher wurden die weiteren numerischen Berechnungen mit der *Updated with Rotation Euler Formulation* durchgeführt.

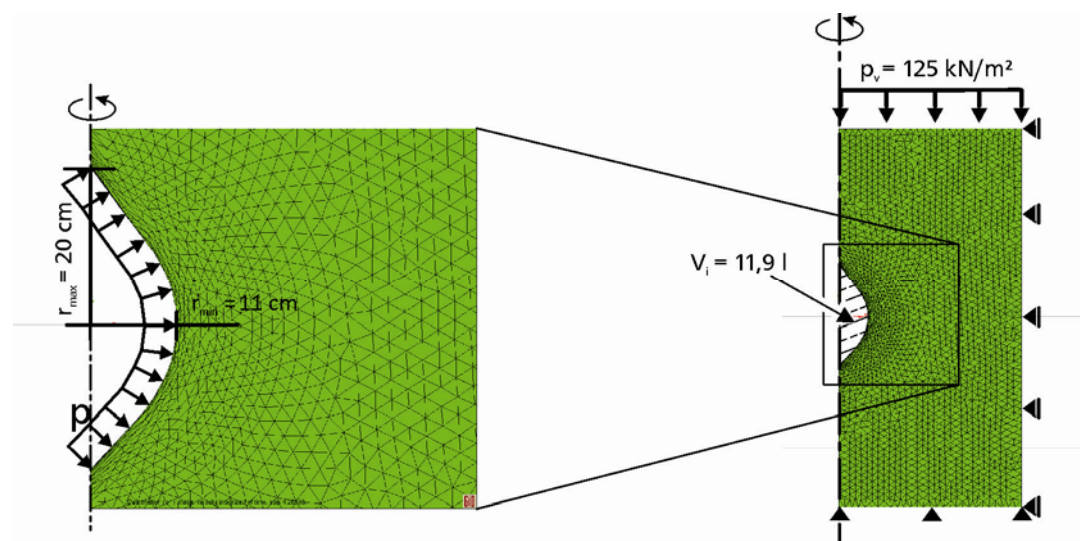


Abbildung 68: Verzerrung des FE-Netzes bei *Updated Lagrange Formulation*

Für die *Updated with Rotation Euler Formulation* sind die Verteilungen der horizontalen Spannungen und Dehnungen nach Einbringen des gesamten Injektionsvolumens  $V_i$  beispielhaft für einen horizontalen Schnitt in der Injektionstiefe über den Injektionskörperabstand für *Hypoplastizität – Variante 1* in Abbildung 69 dargestellt. Sie weisen die typische Charakteristik der Spannungs-/Dehnungsverteilung neben Verdichtungsinjektionen auf. Die Verteilung der Porenzahl um den Injektionskörper ist als Isochoren-Bild dargestellt. Diese Darstellung erlaubt eine Unterteilung in Zonen gleicher Lagerungsdichte. Bis 30 cm Abstand vom Injektionskörper wurde der Versuchssand von einer mitteldichten Lagerung  $D = 0,57$  in eine überwiegend dichte Lagerung  $D = 0,65 - 0,72$  und von 30 cm bis 50 cm in eine mitteldichte Lagerung  $D = 0,57 - 0,65$  verbessert.

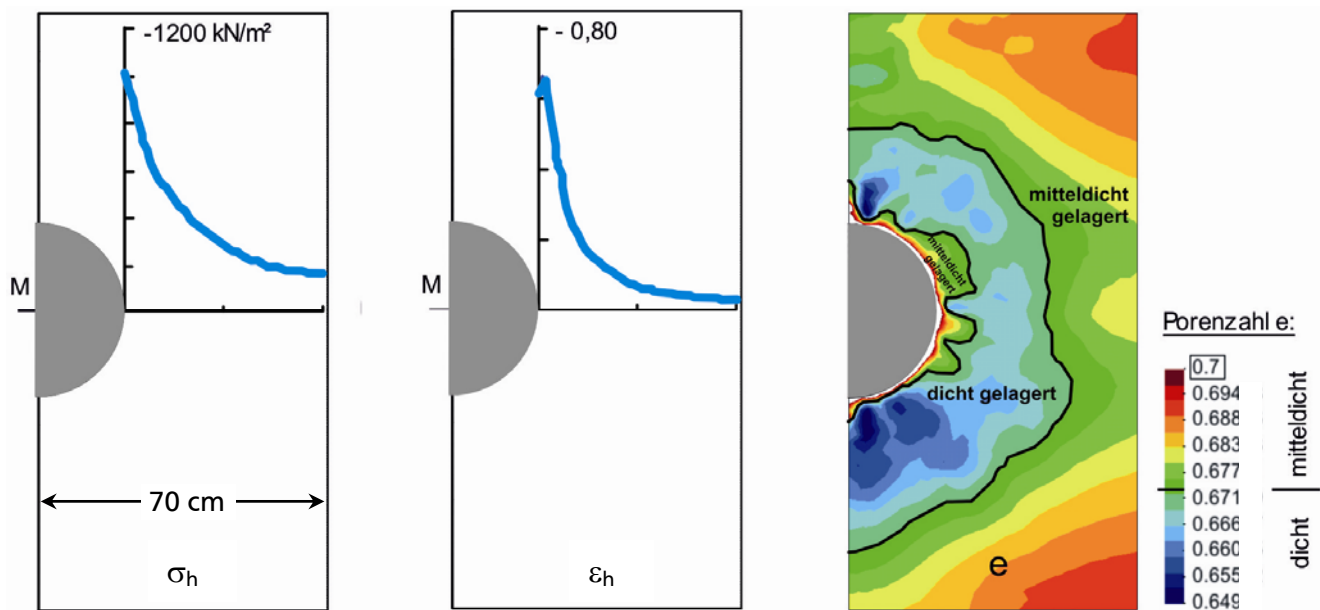


Abbildung 69: Horizontale Spannung, Dehnung und Porenzahlverteilung nach  $V_i=38,7 \text{ l}$

In Abbildung 70 ist die Verteilung der Porenzahl für drei Berechnungsschritte der Berechnung mit dem Parametersatz *Hypoplastizität – beste Näherung* dargestellt. Der Versuchssand ist unmittelbar nach Aufbringen der Konsolidierungsauflast überwiegend mitteldicht gelagert bei einer mittleren Porenzahl von ca.  $e_{\text{mittel}} = 0,65$ . Die Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}} = 0,7$  für *Hypoplastizität – Variante 1* unterschätzt somit die verdichtende Wirkung der Konsolidationslast. Nach Einbringen des gesamten Injektionsvolumens ist die Probe überwiegend dicht gelagert.

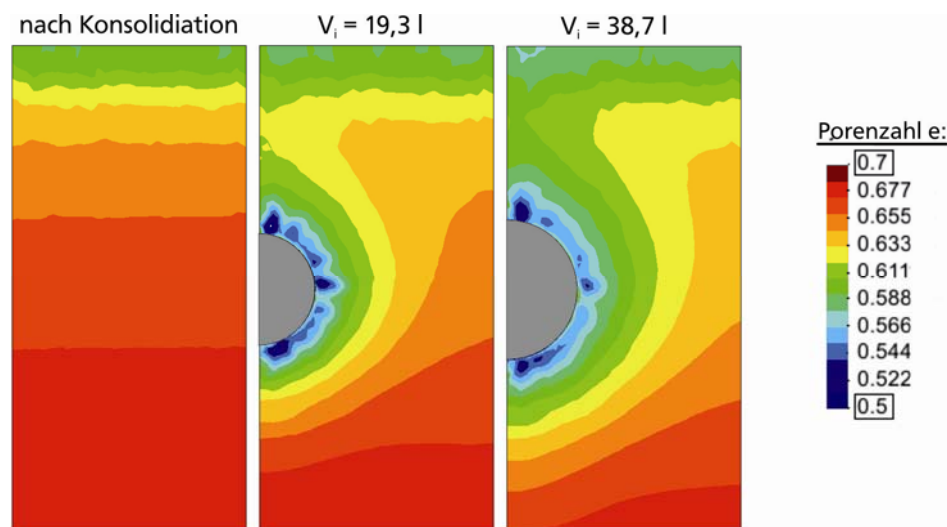


Abbildung 70: Porenzahlverteilung bei *Hypoplastizität – beste Näherung*

In Abbildung 71 werden die gemessenen und mit der Variante *Hypoplastizität – beste Näherung* berechneten vertikalen Verschiebungen der Probenoberkante  $v_{\text{mittel}}$  in Abhängigkeit der Konsolidationsspannung  $\sigma_v$  nach 20 l und nach 40 l Injektionsvolumen  $V_i$  dargestellt. Die gemessenen Verschiebungen steigen mit zunehmender Konsolidationsspannung um maximal 2 mm bei  $\Delta\sigma_v = 120 \text{ kN/m}^2$  an. Diese Abhängigkeit wurde bei den berechneten Werten nicht festgestellt. Hier waren die vertikalen Verschiebungen unabhängig von der Konsolidationsspannung etwa gleich groß.

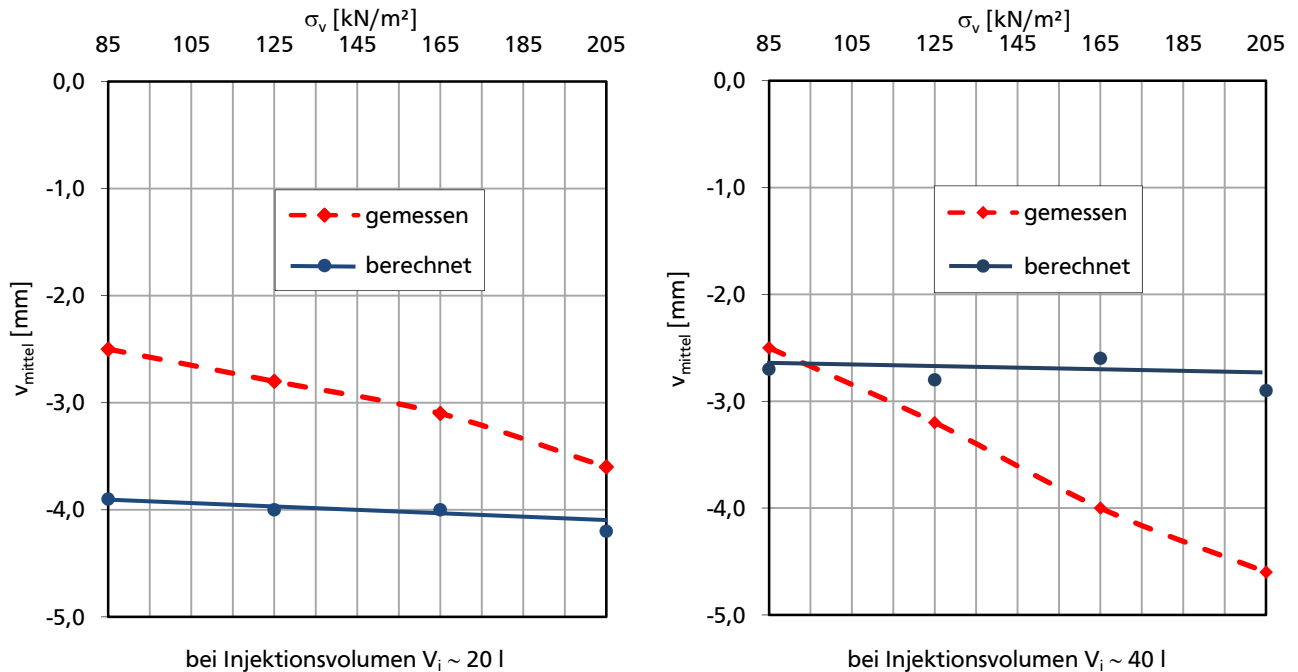


Abbildung 71: Abhängigkeit vertikale Verschiebung  $v_{\text{mittel}}$  von Konsolidationsspannung  $\sigma_v$

Die Backanalyse des Modellversuches ergab den Parametersatz *Hypoplastizität – beste Näherung* für den Versuchssand, der sich von veröffentlichten hypoplastischen Parametersätzen [Herle, Gudehus, 1999], [Herle, Mayer, 1999], [v. Wolffersdorff, Schwab, 2001] unterscheidet. Die Exponenten  $\alpha$ ,  $\beta$  und  $n$  mussten innerhalb der nach [Herle, 1997] empfohlenen Bandbreite vergleichsweise niedrig, der kritische Reibungswinkel hingegen relativ hoch gewählt werden.

Um den Einfluss der hypoplastischen Parameter auf die vertikalen Verschiebungen der Probenoberkante  $v_{\text{mittel}}$  und die horizontalen Spannungen  $\sigma_{h,\text{mittel}}$  genauer zu untersuchen, wurde eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Die Ergebnisse wurden als vertikale Verschiebung  $v_{\text{mittel}}$  und horizontale Spannung  $\sigma_{h,\text{mittel}}$  in Abhängigkeit der fünf variierten Parameter  $\phi_c$ ,  $h_s$ ,  $n$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  für das maximale Injektionsvolumen  $V_i = 38,71$  in Abbildung 72 dargestellt. Im Laborversuch wurde  $v_{\text{mittel}} = 3,2 \text{ mm}$  und  $\sigma_{h,\text{mittel}} = 125 \text{ kN/m}^2$  gemessen. Diese Werte sind zum Vergleich mit den berechneten Verschiebungen und Spannungen in den Diagrammen als fett gedruckte Linie markiert.

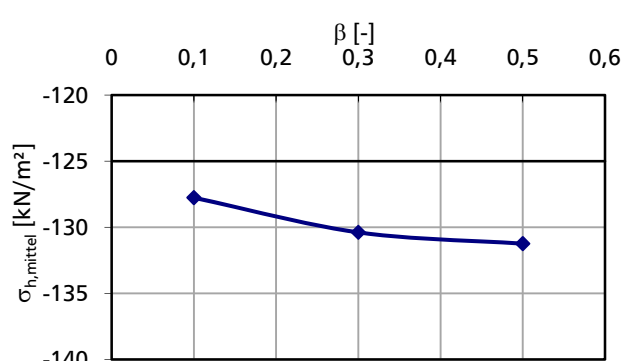
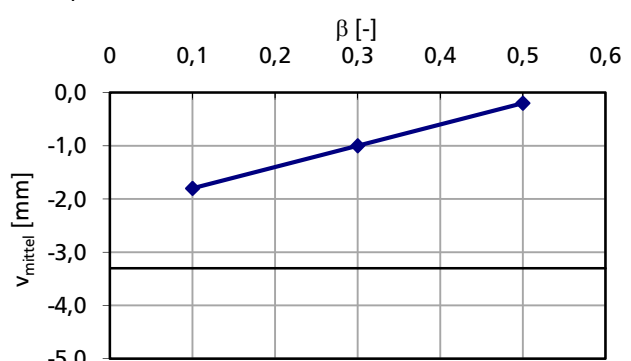
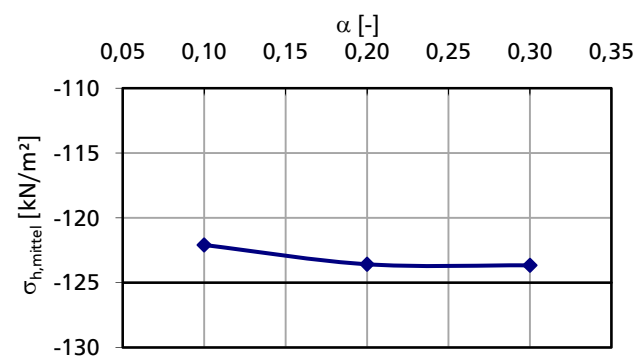
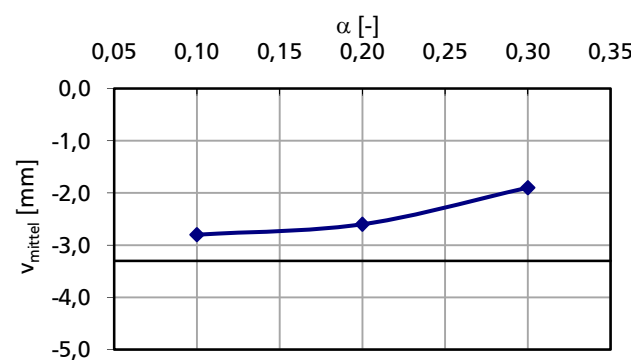
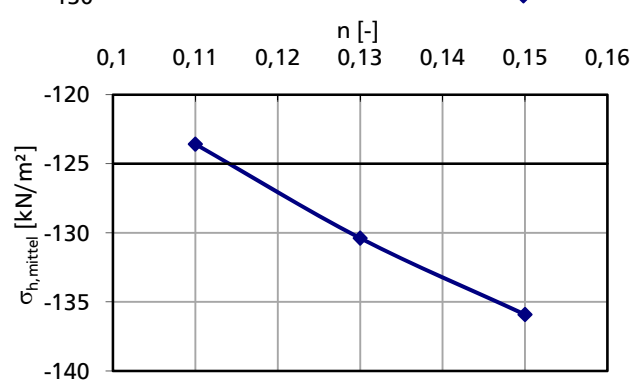
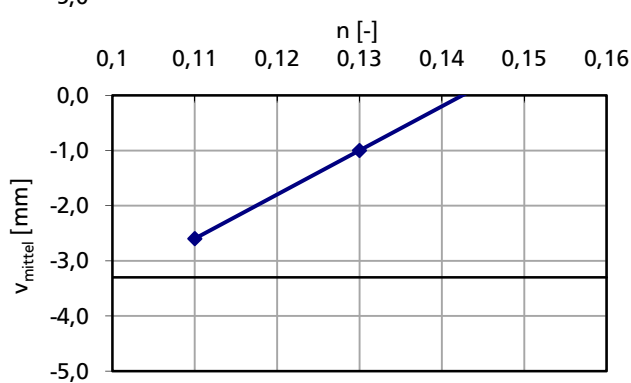
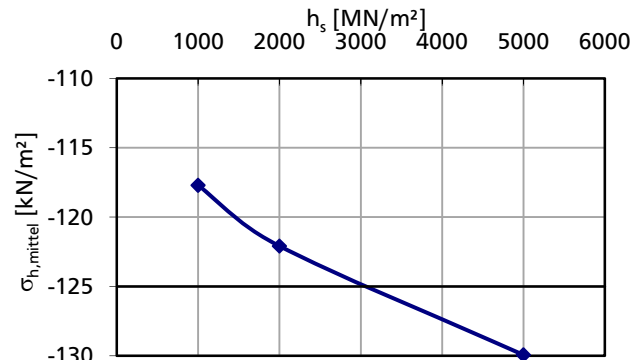
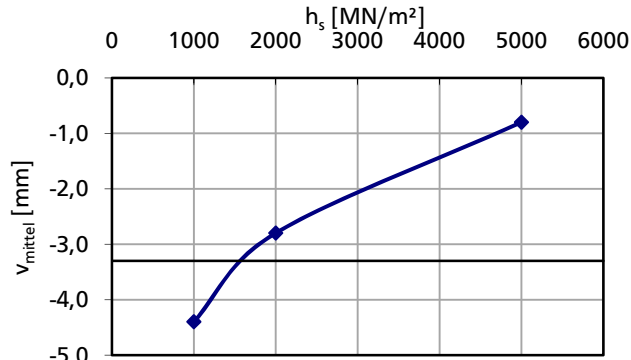
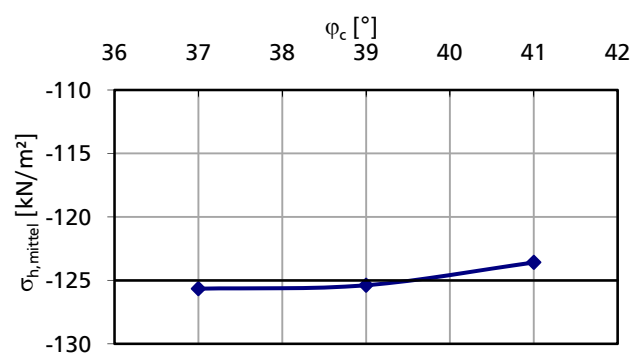
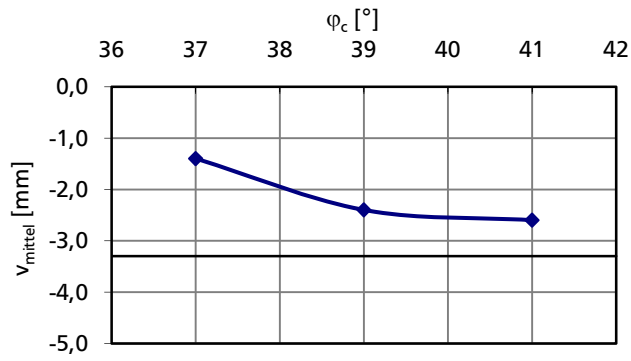


Abbildung 72: Ergebnis der Sensitivitätsanalyse

Den deutlichsten Einfluss auf die Ergebnisse hatten die beiden Parameter der Granulathärte  $h_s$  und  $n$ , die für die Form der Kompressionskurve (s. Abbildung 60) verantwortlich sind. Vor allem auf die Variation des Exponenten der Granulathärte  $n$  reagierte die vertikale Verschiebung der Probenoberkante  $v_{\text{mittel}}$  sehr sensibel. Für  $n > 0,14$  ergaben sich Hebungen an der Probenoberkante nach Einbringen des gesamten Injektionsvolumens. Analog zur Kompressionskurve, bewirkt ein größerer Wert für  $n$  eine stärkere Krümmung der  $V_i$ - $v_{\text{mittel}}$ -Kurve. Demnach wird mit steigendem Exponenten  $n$  bereits bei kleinerem Injektionsvolumen eine maximale Verdichtung der Probe erreicht und das Probenmaterial kann nur noch nach oben ausweichen. Es kommt zu Hebungen. Da im Modellversuch eine große Verdrängung stattfindet und dadurch die Probe eine große Kompression erfährt, hat der Exponent  $n$  einen signifikanten Einfluss auf die Verschiebungen, v. a. nach Einbringen des gesamten Injektionsvolumens (vgl. in Abbildung 67 *Hypoplastizität – Variante 1 mit Hypoplastizität – beste Näherung*).

Um die Streuung der berechneten horizontalen Spannungen und vertikalen Verschiebungen der gesamten Sensitivitätsanalyse zu verdeutlichen, sind in Abbildung 73 die Wertebereiche über das Injektionsvolumen als blaugraue Fläche aufgetragen. Zum Vergleich sind die gemessenen Werte als gepunktete Kurven ebenfalls dargestellt.

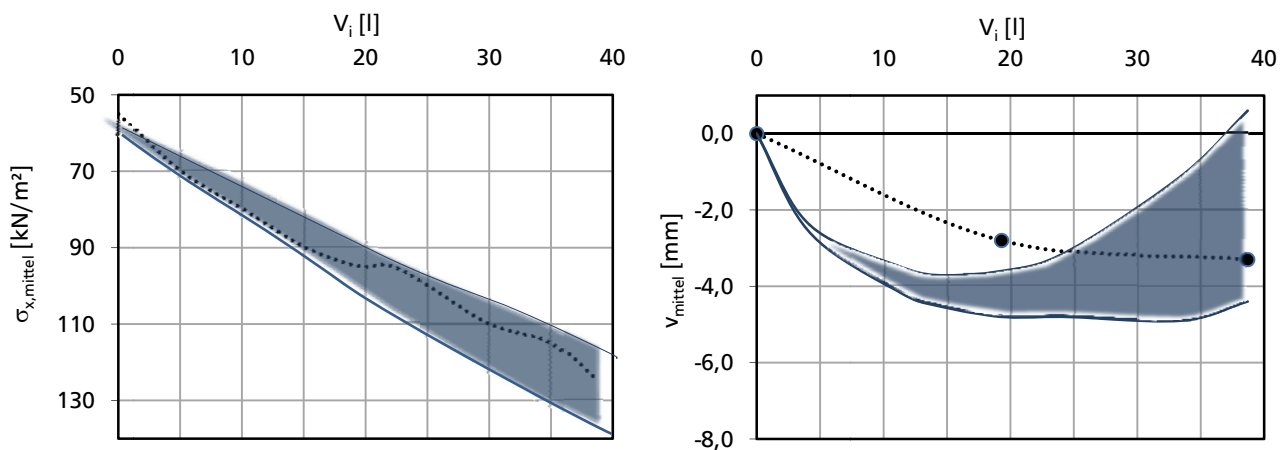


Abbildung 73: Bereich der Sensitivitätsanalyse

Die Streuung der berechneten vertikalen Verschiebungen der Probenoberkante  $v_{\text{mittel}}$  ist deutlich größer als die der horizontalen Spannungen  $\sigma_{h,\text{mittel}}$ . Die Abweichung in der Kurvencharakteristik zwischen berechneten und gemessenen Verschiebungen resultiert möglicherweise daraus, dass bei den Berechnungen keine Ausbluteffekte berücksichtigt werden. Das gesamte Injektionsvolumen entspricht dem Aufweitungsvolumen, ohne Verluste. Im Laborversuch hingegen kann es durch Ausbluten zu Verlusten von Injektionsmittelwasser kommen. In [El-Kelesh et al., 2009] wird von einem geringen Ausbluteffekt bei den Versuchen ausgegangen, ohne diesen zu quantifizieren. Somit wird das Aufweitungsvolumen in der Berechnung um diesen geringen Anteil überschätzt. Ein weiterer Unterschied besteht zwischen der seitlichen Randbedingung im Labor und in der Berechnung. Im Berechnungsmodell sind keinerlei horizontale Verschiebungen am seitlichen Modellrand zugelassen. Diese Annahme wird nach [El-Kelesh et al., 2009] auch für den doppelwandigen Laborbehälter getroffen. Trotzdem sind zur Messung horizontaler Spannungen zumindest lokal minimale seitliche Verschiebungen notwendig, um eine hydraulische Spannungsmessung in der Ringkammer des Behälters zu induzieren. Dies führt zu vergleichsweise geringeren Hebungen, als bei einem unverschieblichen seitlichen Modellrand.



### 5.3. Einfluss der globalen Netzdiskretisierung

Nach der Verifizierung des numerischen Modells von Verdichtungsinjektionen mit der *Updated with Rotation Euler Formulation* durch einen Vergleich mit der geschlossenen Lösung in Kapitel 5.1 und der hinreichend genauen Nachrechnung eines Modellversuches mit Hypoplastizität in Kapitel 5.2 sollte nun die Aufweitung einer einzelnen Injektionssäulenstufe mit *Updated with Rotation Euler Formulation* und Hypoplastizität untersucht werden. Bevor in Kapitel 5.4 die Berechnung einer Säulenherstellung in mehreren Stufen durchgeführt wurde, sollte hier der Einfluss der globalen Netzdiskretisierung auf die Berechnungsergebnisse, v. a. zur Optimierung der langen Berechnungszeiten, bestimmt werden.

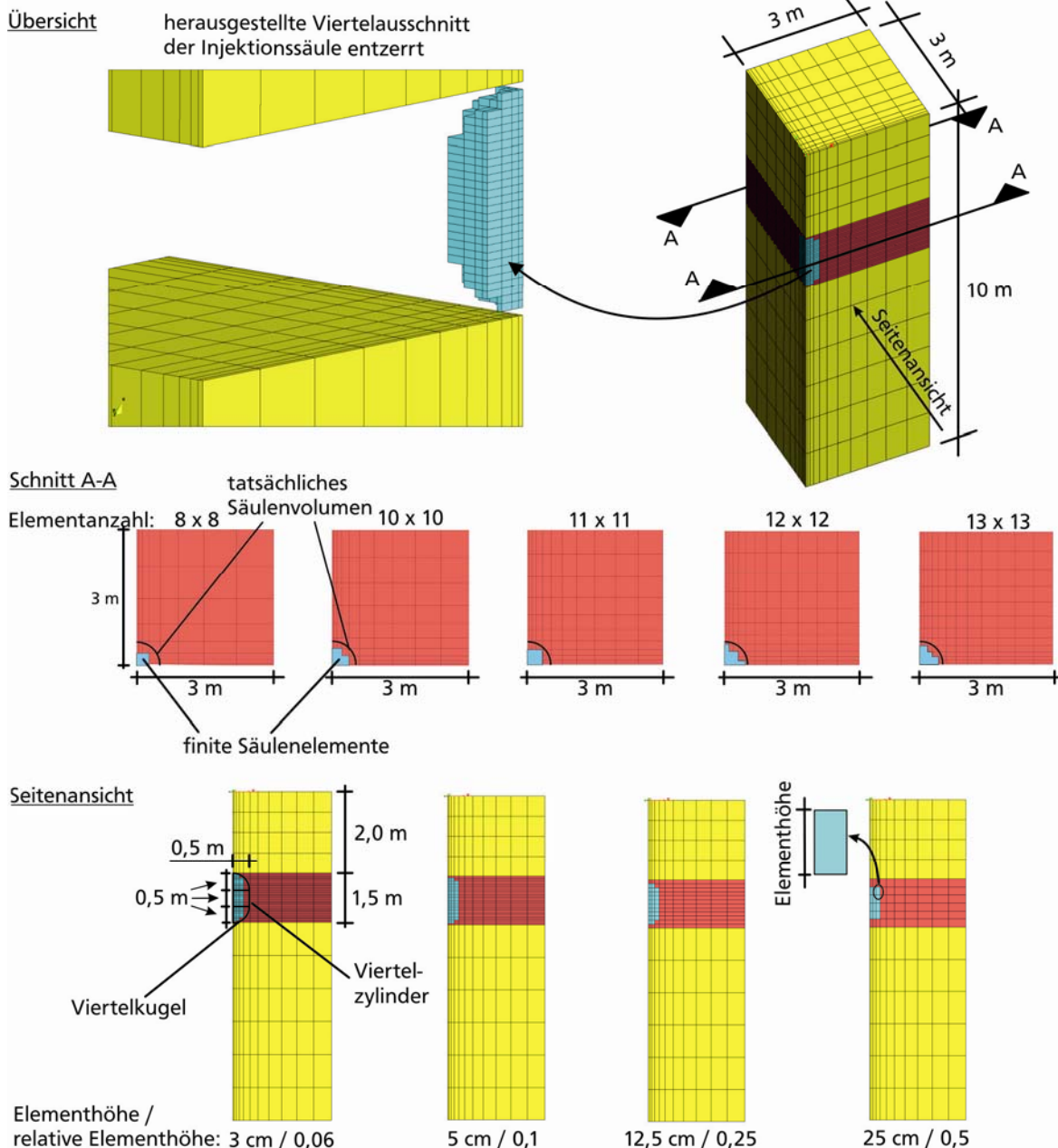


Abbildung 74: Parameterstudie zur Netzdiskretisierung

Mit Tochnog 8 [FEAT, 2011] wurden 26 verschiedene 3D Finite Elemente Modelle mit 1377 bis 10309 Knoten und 1024 bis 8640 linearen Quader-Elementen (Berechnungsdauer 1 h bis 10 h) erstellt. Die Vereinfachung des zylinderförmigen Injektionskörpers zu einem aus Quadern zusammengesetzten Polyeder führt zu erheblichen Einsparungen bei der Anzahl der finiten Elemente und damit der



Berechnungsdauer (vgl. [Reul, 2000] in Zusammenhang mit 3D FE-Berechnungen von KPP-Gründungen). Es wurde die Netzfeinheit in der Tiefe der Injektionsstufe, d. h. für die rote/dunkle Schicht in Abbildung 74 über die Elementanzahl in horizontaler Ebene und über die Elementhöhe variiert. Zusätzlich wurden die Aufweitungsschrittweite für die Herstellung des Injektionskörpers und die Elementhöhe der 2 m hohen Überdeckung variiert und zum Vergleich sieben rotationssymmetrische 2D-Modelle (Berechnungsdauer 0,2 h bis 1,5 h) ausgewertet.

Als Berechnungsausschnitt wurde die Herstellung einer Injektionssäulenstufe innerhalb eines  $6 \text{ m} \times 6 \text{ m}$  Rasters gewählt. Diese große Rasterweite wurde gewählt, um mögliche Randeffekte gering zu halten. Durch Ausnutzung der Symmetrie des Rasters ergibt sich ein quaderförmiger Ausschnitt mit einer Grundfläche von  $3 \text{ m} \times 3 \text{ m}$  und einem Viertelausschnitt der Injektionssäule an einer Kante des Berechnungsausschnittes (s. Übersicht in Abbildung 74). Die untere Randfläche wurde horizontal und vertikal, die seitlichen Randflächen in Richtung ihrer Flächennormalen festgehalten. Die Aufweitung wurde durch einen Viertelzylinder in der Mitte mit zwei oben und unten anschließenden Viertelkugeln geometrisch simuliert. Im Schnitt A – A und in der Seitenansicht in Abbildung 74 ist das tatsächliche Säulenvolumen gekennzeichnet. Das Gesamtvolumen der finiten Säulenelemente im entzerrten Raumpunktenetz (wie in Abbildung 74) ist diskretisierungsbedingt kleiner, wobei die Säulenelemente vor der Netzentzerrung ein Gesamtvolumen entsprechend dem tatsächlichen Säulenvolumen haben (vgl. Abbildung 57). Die Herstellungstiefe wurde zwischen 2,0 m u. GOK und 3,5 m u. GOK, der Aufweitungsradius mit 0,5 m und der Radius der Injektionslanze mit 45 mm gewählt.

Bei den äquivalenten rotationssymmetrischen 2D-Modellen (vgl. Abbildung 50, unten links) kann die Rasterweite  $a$  über den Modellradius  $r_{\text{Modell}}$  variiert werden. Hierbei wird  $r_{\text{Modell}}$  so gewählt, dass der sich daraus ergebende Rotationszylinder das gleiche Volumen  $V_{\text{Modell}}$  hat wie das quaderförmige Einflussvolumen einer Injektion bzw. einer Säule innerhalb eines Säulengitters  $V_{\text{Raster}}$  (s. Abbildung 75). Für das hier gewählte quadratische Raster mit  $a = 6 \text{ m}$  ergibt sich  $r_{\text{Modell}} = 3,39 \text{ m}$ .

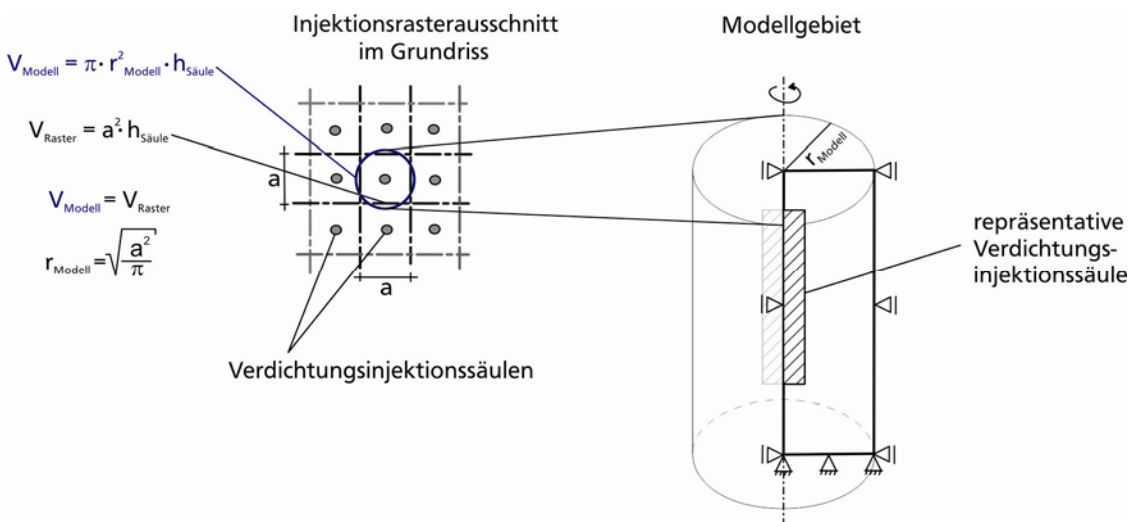


Abbildung 75: Bestimmung des Radius eines rotationssymmetrischen 2D-Modells

Die Randbedingung für den seitlichen Modellrand wurde unter der Annahme festgelegt, dass die repräsentative Injektionssäule nur Deformationen innerhalb der Rasterweite bewirkt. Demzufolge wurde die horizontale Verschiebung am seitlichen Modellrand zu null gesetzt. Einerseits wird dadurch ein zu kleiner Einflussradius im Falle einer Primärsäule vorausgesetzt. Andererseits werden durch die weitere Annahme eines Initialspannungszustandes des Bodens ausschließlich aus Bodeneigengewicht die Spannungen im Boden im Falle einer Sekundär- oder Tertiärsäule unterschätzt.

Als Boden wurde Schlabendorf-Sand mit dem hypoplastischen Parametersatz nach [Herle, 1997], zusammengestellt in Tabelle 16, gewählt. Die Anfangsporenzahl wurde mit  $e_{\text{ini}} = 0,75$  entsprechend

einer lockeren bis sehr lockeren Anfangslagerungsdichte von  $D = 0,2$  festgelegt. Das Spannungs-Deformations-Verhalten des Injektionssäulenmaterials wurde als linear-elastisch angenommen. Während der Aufweitung wurde für das Injektionsmittel ein Elastizitätsmodul von  $E \ll 1 \text{ kN/m}^2$  angesetzt. Anschließend wurde der Abbindeprozess durch stetigen Anstieg des Elastizitätsmoduls bis zur Endsteifigkeit von  $E = 10000 \text{ MN/m}^2$  simuliert.

Es wurden die mittlere vertikale Verschiebung an der GOK und die mittlere Porenzahl in der Tiefe der Injektionsstufe (rote/dunkle Schicht in Abbildung 74) infolge der radialen Aufweitung auf den Radius von  $r = 0,5 \text{ m}$  ausgewertet. In Abbildung 76 ist links der Einfluss der vertikalen Netzfeinheit durch die Elementhöhe bezogen auf den Aufweitungsradius  $r = 0,5 \text{ m}$  (relative Elementhöhe) für die 3D FE-Modelle mit 15, 16 und 20 Säulenelementen in horizontaler Ebene (s. Schnitt A–A, Abbildung 74, *finite Säulenelemente*) sowie für das rotationssymmetrische 2D-Modell dargestellt. Rechts ist die horizontale Netzfeinheit durch die Elementanzahl des Säulenausschnittes in horizontaler Ebene für die Modelle mit den relativen Elementhöhen 0,5/0,25/0,1 dargestellt.

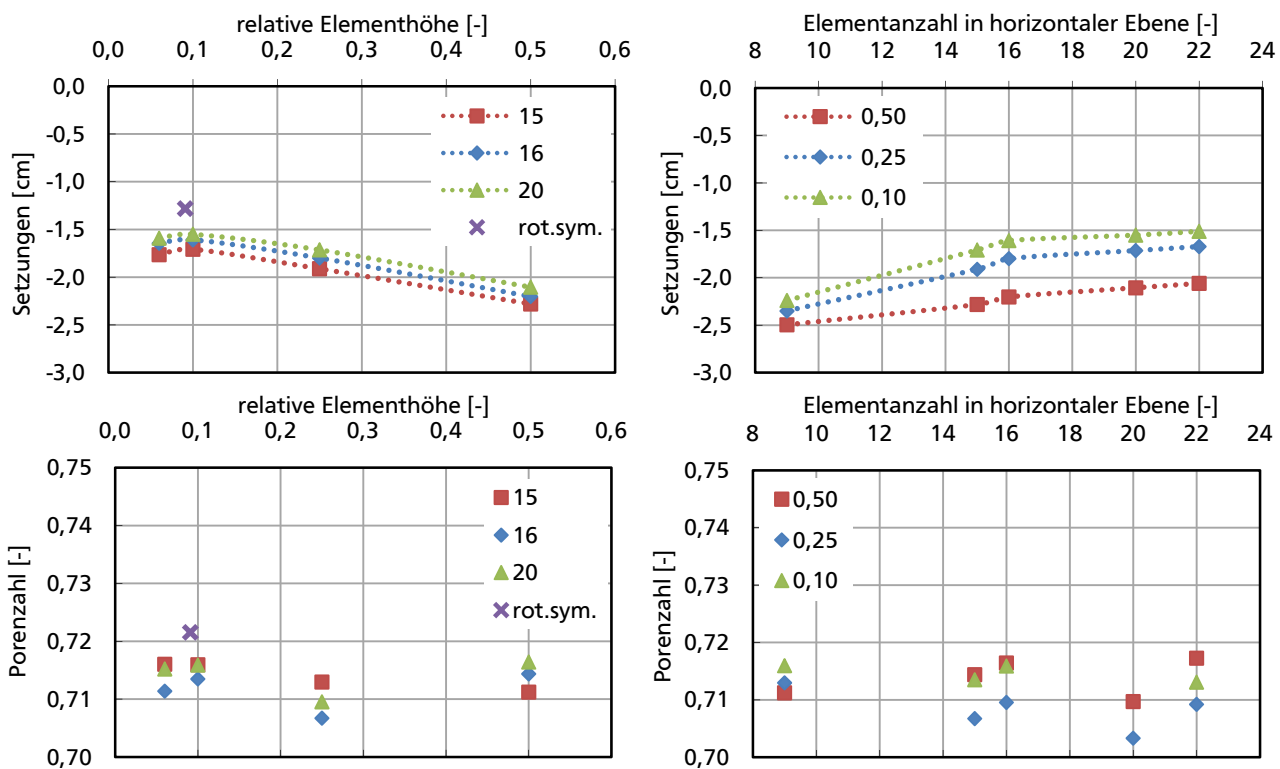


Abbildung 76: Einfluss der Netzfeinheit vertikal (links) und horizontal (rechts)

Die Porenzahl bzw. die berechnete Verdichtung sind von der Netzfeinheit nahezu unbeeinflusst. In der gewählten Variationsbandbreite, ist keine Tendenz zu erkennen. Die Setzungen hingegen nähern sich mit zunehmender Netzfeinheit asymptotisch einem konstanten Wert. Mit dem rotationssymmetrischen Modell wird eine etwas geringere Verdichtung als mit dem 3D-Modell berechnet. Bei der Variation der Elementhöhe im Bereich der Überdeckung wurde kein maßgeblicher Einfluss auf die Setzungen an der GOK festgestellt. Aufgrund dieser Ergebnisse wird für die weiteren 3D FE-Modelle eine relative Elementhöhe von 0,1 und  $\geq 15$  Säulenelemente in horizontaler Ebene für die Diskretisierung der Säulen gewählt. Demnach sollte unter Ausnutzung der Rastersymmetrie und bei einem üblichen Aufweitungsradius von 50 cm ein 1 m langer Säulenabschnitt aus mehr als 300 Elementen bestehen.

Die Variation der Aufweitungsschrittweite für die Herstellung des Injektionskörpers wurde über die relative Schrittweite bezogen auf die Elementhöhe der Säulenelemente ausgewertet. Bei der Diskretisierung des Herstellungsvorganges ist nicht die absolute Schrittweite (z. B. 1 mm je Aufweitungsschritt) sondern die Schrittweite in Relation zur Netzfeinheit maßgeblich. In Abbildung 77

ist die mittlere Soll-Schrittweite angegeben. Die mittlere Ist-Schrittweite über die gesamte Aufweitung ist unwesentlich kleiner, da die Berechnungen mit einem automatischen Iterationsverfahren durchgeführt wurden. Hier wird bei Nicht-Einhaltung eines wählbaren Fehlertoleranzwertes die Soll-Schrittweite zur Gewährleistung der Konvergenz der Berechnung reduziert, um im nächsten Iterationsschritt das Fehlertoleranzkriterium zu erfüllen. Die Abweichung zwischen Ist und Soll liegt unter 20 %. Die Setzungen der GOK und die Porenzahl wurden bei den 3D-Modellen mit 15, 16, 20 und 22 Säulenelementen in der horizontalen Ebene über die Soll-Schrittweite aufgetragen. Zum qualitativen Vergleich wurde die gleiche Variation für rotationssymmetrische Modelle durchgeführt, die aber nicht wie die 3D-Modelle ein  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Raster sondern ein  $3\text{ m} \times 3\text{ m}$  Raster repräsentieren.

Wie auch beim Einfluss der Netzfeinheit ist der Einfluss auf die vertikalen Verschiebungen an der GOK deutlicher als auf die Porenzahl bzw. die Verdichtungswirkung. Tendenziell ergeben sich kleinere Hebungen bzw. größere Setzungen und damit kleinere Porenzahlen bei kleineren Aufweitungsschritten. Auf der einen Seite wird durch die Wahl der kleineren Aufweitungsschritte die Berechnung genauer, da hier der Fehlertoleranzwert deutlicher unterschritten wird. Auf der anderen Seite vergrößert sich die Berechnungsdauer erheblich. So hat sich z. B. bei einer Verkleinerung der Soll-Schrittweite von 1,0 % auf 0,2 % der Elementhöhe die Berechnungsdauer von 4,5 h auf rd. 10 h mehr als verdoppelt. Da der Einfluss auf die Porenzahlen ohnehin nur gering ausfällt, können Soll-Schrittweiten zu Gunsten komfortabler Berechnungsdauern zwischen 0,5 % und 1,0 % der Elementhöhe für die weiteren numerischen Berechnungen gewählt werden.

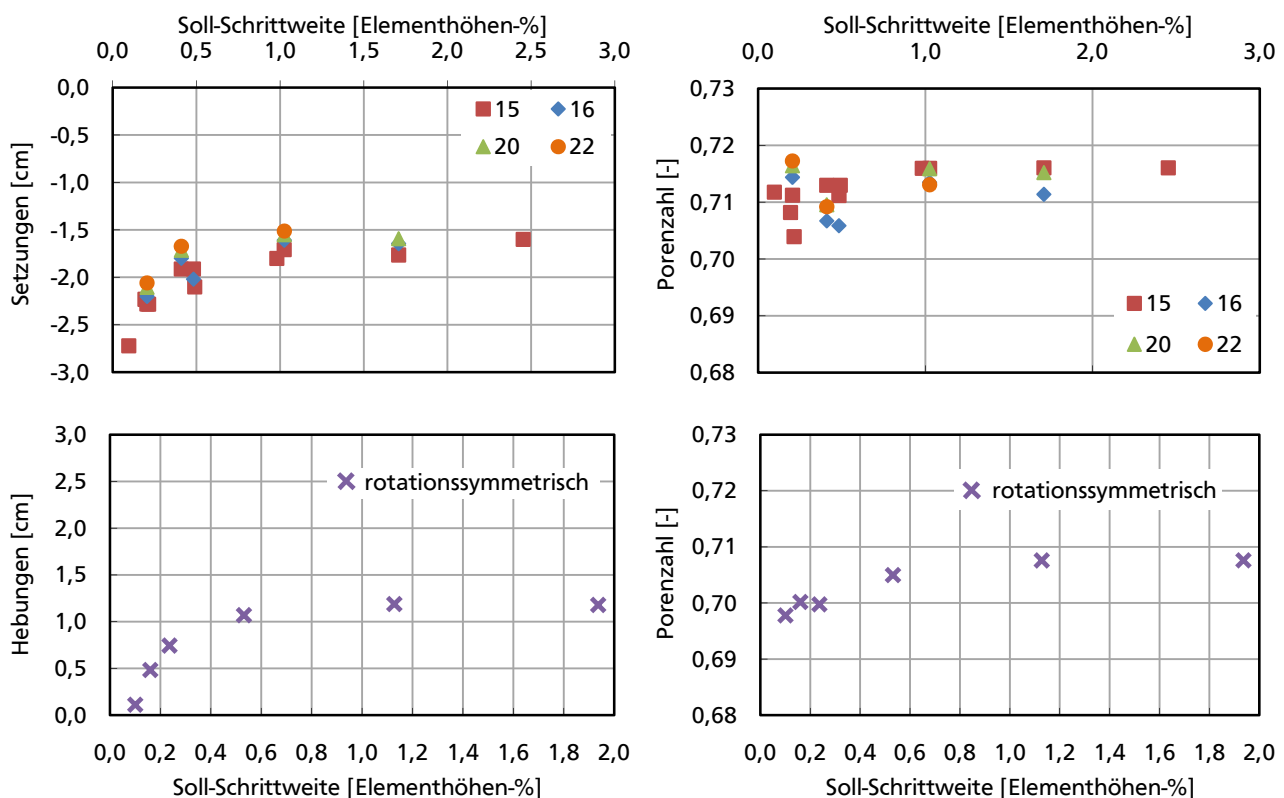


Abbildung 77: Einfluss der Aufweitungsschrittweite 3D (oben) und rotationssymmetrisch (unten)

## 5.4. Einfluss der Modellgeometrie und der Herstellungssequenz

Bisher wurden nur Einzelinjektionen und einzelne Injektionsstufen mit den Berechnungsmodellen simuliert. Dabei geben die horizontalen Abmessungen der Modelle ein bestimmtes Säulenraster vor. Dies setzt voraus, dass alle Säulen gleichzeitig hergestellt werden. Aus der Baupraxis und aus

Forschungsarbeiten wie z. B. [El-Kelesh, Matsui, 2003] hingegen ist der signifikante Einfluss der Herstellreihenfolge hinreichend bekannt. Neben der horizontal sequenziellen Herstellung werden die Säulen auch vertikal bei Verdichtungsmaßnahmen meistens mit der bottom-up Methode oder mit der top-down Methode hergestellt. Der Einfluss der Herstellreihenfolge auf die Verdichtung und vertikale Verschiebung der GOK sollte nun durch einen Vergleich folgender Modelle bestimmt werden:

- rotationssymmetrisches 2D-Modell einer Einzelsäule (keine horizontal sequenzielle Herstellung) mit Aufweitung der Säule über die Gesamtlänge, mit bottom-up und mit top-down
- rotationssymmetrisches 2D-Modell einer Injektionsstufe ohne und mit horizontal sequenzieller Herstellung
- 3D-Modell einer Injektionsstufe ohne und mit horizontal sequenzieller Herstellung

Wie in Kapitel 5.3 wurde für alle Modelle der Modellrand festgehalten, der Aufweitungsradius mit 0,5 m, der Radius der Injektionslanze mit 45 mm, als Boden anfangs locker gelagerter Schlabendorf-Sand ( $e_{ini} = 0,75$  bzw.  $D_{ini} = 0,2$ ) mit hypoplastischem Verhalten und linear-elastisches Verhalten für das Injektionsmittel (s. S. 96) gewählt. Die Länge der Säule wurde mit 6,0 m, die Überlagerungshöhe über den Säulen mit 2,0 m gewählt. Aufgrund des im Vergleich zu Kapitel 5.3 mächtigeren Verdichtungsgebietes wurde nun die Zusatzbelastung aus dem Anstieg der Wichte des Bodens infolge der Bodenvolumenverdrängung durch die Verdichtungsinjektionssäule berücksichtigt. Dazu wurde das Bodeneigengewicht im Tiefenbereich der Säule mit einer variablen Wichte ausgehend von der Anfangswichte  $\gamma_{Sand,ini} = 15,1 \text{ kN/m}^2$  nach folgender Formel berechnet:

$$\gamma_{Sand(r)} = \frac{V_{Raster}}{V_{Raster} - V_{Säule(r)}} \cdot \gamma_{Sand,ini} \quad (90)$$

$\gamma_{Sand(r)}$ : Wichte des Sandes in Abhängigkeit des Aufweitungsradius  $r$

$\gamma_{Sand,ini}$ : Anfangswichte des Sandes vor der Aufweitung

$V_{Raster}$ : Einflussvolumen einer Säule innerhalb des Injektionsrasters

$V_{Säule(r)}$ : Säulenvolumen

Zunächst wurde der Einfluss der vertikalen Herstellreihenfolge (bottom-up und top-down Methode) durch Vergleich der drei Modellvarianten in Abbildung 78 mit 11 rotationssymmetrischen 2D-Modellen (2654/2497 Knoten/Elemente, Berechnungsdauer 1 h bis 23 h) untersucht. Der Modellradius wurde mit  $r_{Modell} = 1,69 \text{ m}$  entsprechend einer Quadratrasterweite von  $a = 3,0 \text{ m}$  gewählt.

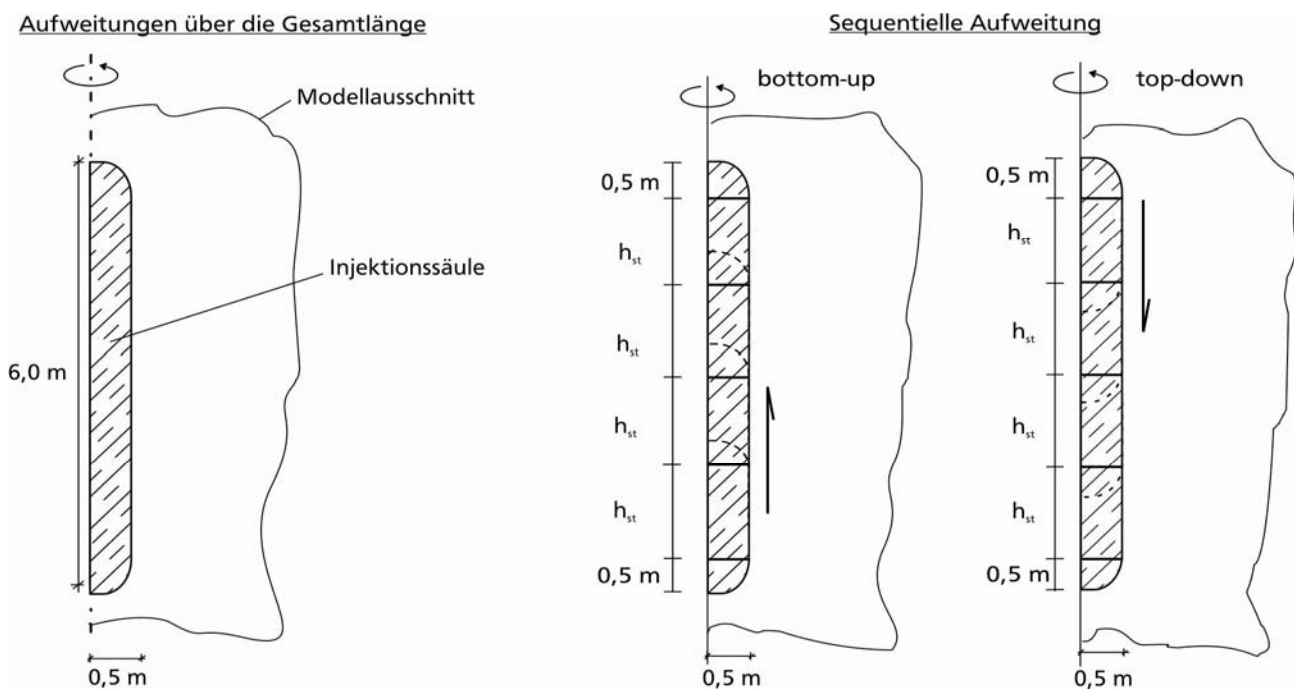


Abbildung 78: Modellvarianten des Aufweitungs Vorganges

Zu Beginn wurde eine einzelne Aufweitung über die gesamte Länge der Säule von 6,0 m simuliert. Dann wurde die Injektionsstufenhöhe mit  $h_{st} = 0,3 \text{ m}$ ,  $0,5 \text{ m}$ ,  $0,7 \text{ m}$ ,  $1,0 \text{ m}$  und  $2,5 \text{ m}$  variiert. Um auf genau 6 m zu kommen wurde bei  $h_{st} = 0,3 \text{ m}$  eine Injektionsstufe mit  $0,2 \text{ m}$  und bei  $h_{st} = 0,7 \text{ m}$  eine Injektionsstufe mit  $0,8 \text{ m}$  Höhe zwischengeschaltet.

Wie in Abbildung 79 zu erkennen ist, hängen sowohl die berechnete mittlere Porenzahl über die Säulentiefe als auch die vertikale Verschiebung an der GOK maßgeblich von der vertikalen Herstellreihenfolge und von der gewählten Injektionsstufenhöhe ab. Mit zunehmender Injektionsstufenhöhe steigt die vertikale Verschiebung v. a. bei der top-down Methode signifikant an (Abbildung 79, unten links). Die Verdichtung nimmt mit abnehmender Injektionsstufenhöhe deutlich zu. Anhand der berechneten Porenzahlen ergibt sich z. B. eine dichte Lagerung bei der top-down Methode mit  $0,3 \text{ m}$  Injektionsstufenhöhe und eine mitteldichte Lagerung bei bottom-up mit  $0,7 \text{ m}$  Injektionsstufenhöhe. Die berechneten Injektionsdrücke an der Kontaktzone Injektionsmittel-Boden entsprechen der Hauptspannung in Richtung der Aufweitung, d. h. in radialer Richtung. Die über die gesamte Säulenhöhe gemittelten Injektionsdrücke nehmen mit größeren Injektionsstufenhöhen linear zu. Bei der top-down Methode sind die Injektionsdrücke etwas größer als bei der bottom-up Methode (Abbildung 79, oben links). Betrachtet man zusätzlich die berechneten Setzungen bzw. Hebungen an der GOK, sind die größeren Injektionsdrücke bei der top-down Methode plausibel, da die Hebungswirkung der nach unten fortschreitenden Injektionsstufen durch die horizontale Verspannung der darüber bereits hergestellten Injektionsstufen reduziert wird und daher größere Injektionsdrücke und geringere Hebungen resultieren. Der Verlauf der Injektionsdrücke über die Tiefe ist beispielhaft für drei Berechnungen der bottom-up Methode mit Injektionsstufenhöhen von  $0,5 \text{ m}$ ,  $1,0 \text{ m}$  und  $2,5 \text{ m}$  in Abbildung 79, oben rechts dargestellt. Auch hier ist der deutliche Einfluss der Injektionsstufenhöhe und darüber hinaus den Einfluss der Injektionstiefe auf den Injektionsdruck zu erkennen.

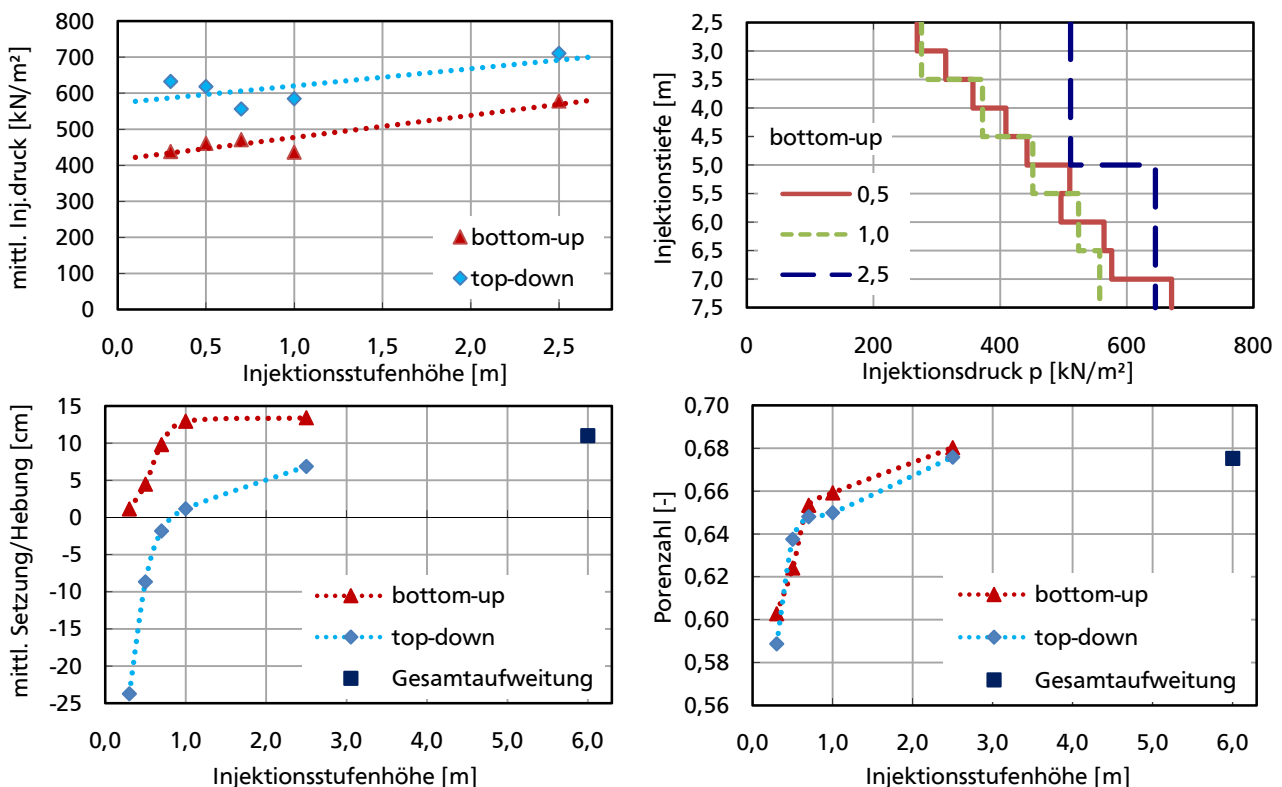


Abbildung 79: Einfluss der Injektionsstufenhöhe

Die deutliche Abhängigkeit der Verdichtung von der Injektionsstufenhöhe geht aus den Spannungstrajektorien und der Porenzahlverteilung nahe der Säule nach Fertigstellung hervor. Je kleiner die Injektionsstufenhöhe ist, desto gleichmäßiger sind die Spannungen und Porenzahlen



entlang der Säule verteilt. Bei größeren Injektionsstufenhöhen zeigt sich an den Druckspannungstrajektorien eine Gewölbewirkung zwischen übereinander liegenden Injektionsstufen. Die Porenzahl wird im Übergangsbereich der Injektionsstufen minimal, d. h. die Verdichtung ist dort am größten. Zwischen diesen Verdichtungsmaxima ist die Verdichtungswirkung gering, verglichen mit der Verdichtungen bei kleinen Injektionsstufen. Insgesamt werden durch kleinere Injektionsstufen die Verdichtungswirkung besser vergleichmäßigt und es ergeben sich kleinere Porenzahlen.

Vor allem die großen Differenzen bei den vertikalen Verschiebungen (Abbildung 79) deuten darauf hin, dass die Annahme eines horizontal unverschieblichen Modellrandes zumindest bei kleineren Rasterweiten nicht gerechtfertigt ist. Durch die geometrische Vereinfachung auf ein rotationssymmetrisches System ergibt sich rechnerisch in horizontaler Richtung eine Überschätzung der radialen Verspannung. Hinzu kommt dass in der Praxis auch die Bodenteilchen in der Mitte zwischen zwei Injektionssäulen, d. h. dort wo rechnerisch der unverschiebliche Rand angenommen wird, horizontale Verschiebungen infolge der Säulenherstellung erfahren. Im Berechnungsmodell können die Randknoten nur nach oben ausweichen. Gerade bei kleinen Rasterweiten wirkt sich diese vereinfachte Annahme überproportional auf die vertikalen Verschiebungen und damit auch auf die Verdichtungswirkung aus. Es werden zu große Hebungen und damit zu geringe Verdichtungen berechnet.

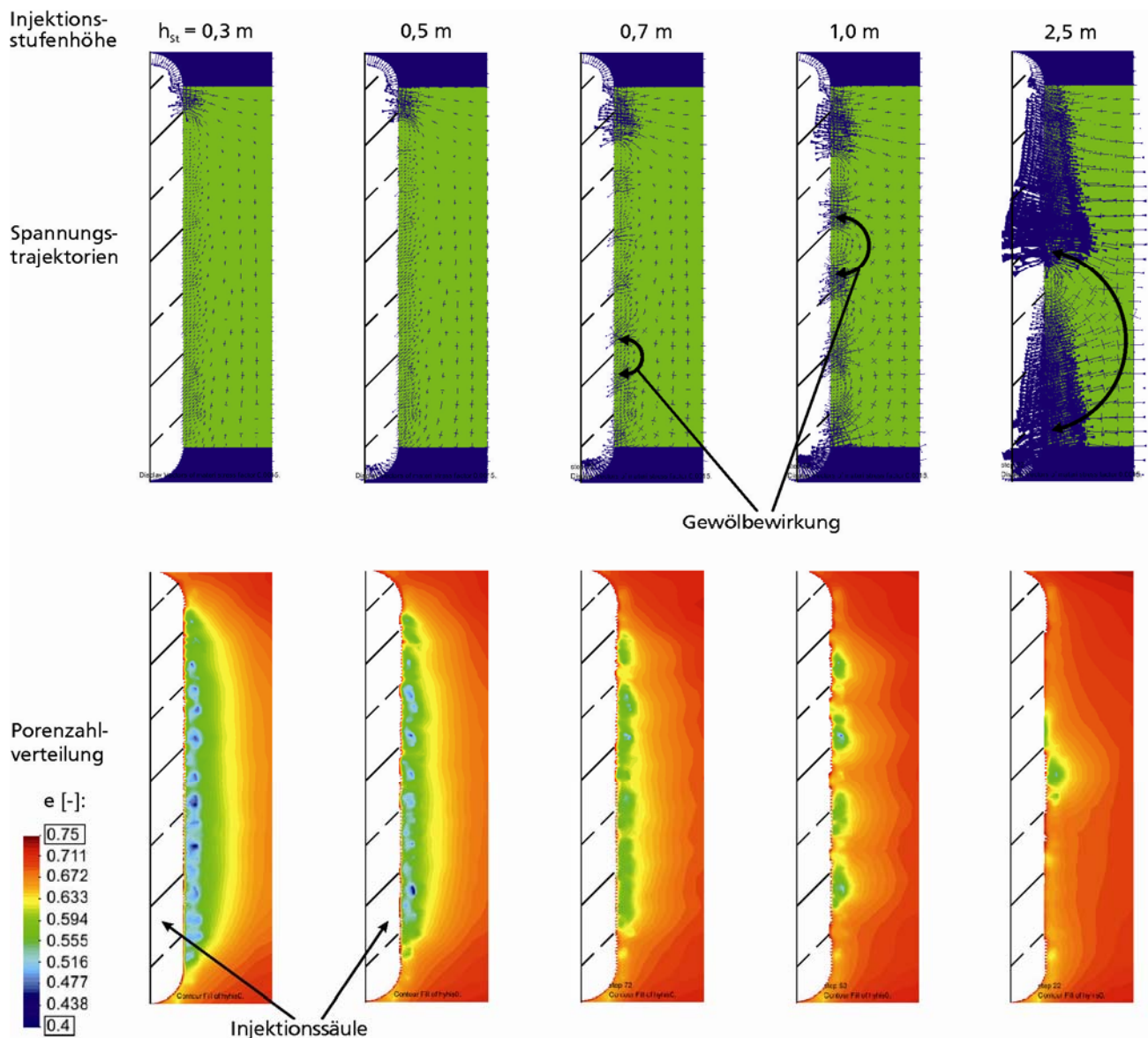


Abbildung 80: Spannungstrajektorien und Porenzahlverteilung im verdichteten Boden



Dieser modellierungsbedingte Fehler kann mit einer 3D-Modellierung umgangen werden. Ein weiterer Fehler ergibt sich aus der Vernachlässigung der horizontal sequenziellen Herstellung. Hier sind wie bei dem Einfluss der vertikalen Herstellreihenfolge eine größere Verdichtungswirkung und tendenziell größere Setzungen gegenüber den Modellen ohne horizontal sequenzielle Herstellung zu erwarten. Es ist anzunehmen, dass die Größenordnung beider Fehler von der Rasterweite abhängig ist und dass eine Mindestmodellweite existiert, ab welcher der Fehler vernachlässigbar gering ist. Ein Referenzmodell, das beide Rechenfehler nicht aufweist, ist ein genügend großes 3D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung. Zur Einschätzung der Fehlergrößenordnung wurden daher die Ergebnisse von 3D-Modellen mit horizontal sequenzieller Herstellung mit rotationssymmetrischen 2D-Modellen und mit 3D-Modellen ohne horizontal sequenzielle Herstellung verglichen. Es wurden Quadratraster mit Rasterweiten von  $a = 1,5 \text{ m}, 2,0 \text{ m}, 3,0 \text{ m}, 4,0 \text{ m}$  und  $6,0 \text{ m}$  gewählt. Mit Ausnahme der Variation der Rasterweite wurden die gleichen Annahmen getroffen wie in den Berechnungsmodellen in Kapitel 5.3. Gegenüber dem 3D-Modell ohne horizontal sequenzielle Herstellung, wie z. B. dem Modell in Abbildung 74 für ein  $6 \text{ m} \times 6 \text{ m}$  Raster, hat das 3D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung eine 4mal so große Grundfläche und je einen Viertelausschnitt der Injektionssäulen an den vier vertikalen Kanten des Berechnungsausschnittes (s. Abbildung 81).

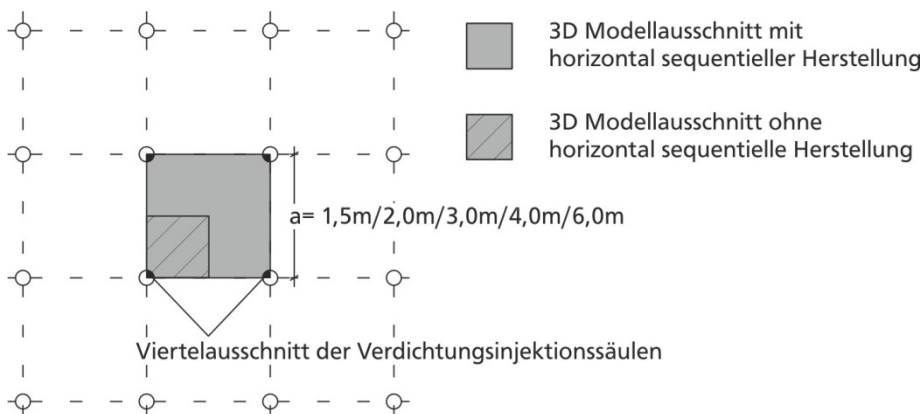


Abbildung 81: Grundriss des 3D-Modells mit horizontal sequenzieller Herstellung

Die 3D-Modelle mit horizontal sequenzieller Herstellung hatten je nach Rasterweite zwischen 6929/5760 und 25625/23040 Knoten/Elemente. Die Berechnungsdauern lagen zwischen 12 h und 78 h. Da dies die Berechnungsdauern für lediglich eine Injektionsstufenhöhe sind, wären Berechnungsdauern für Injektionssäulen mit mehreren Injektionsstufen in der Ingenieurspraxis bei diesen Rechnerleistungen zurzeit noch unwirtschaftlich. Daher wurde die oben erwähnte Mindestmodellweite bestimmt, ab welcher der Fehler infolge der angenommenen Rotationssymmetrie so gering ist, dass mit dem rotationssymmetrischen Modell hinreichend genaue Ergebnisse erzielt werden. Auf Grundlage dieser Mindestmodellweite wurde ein rotationssymmetrisches 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung entwickelt. Hierzu wurden die vertikalen Verschiebungen und die Porenzahlen über der Rasterweite aufgetragen und zwischen dem rotationssymmetrischen 2D-Modell ohne sequenzielle Herstellung (s. Abbildung 82, Kurve *rot.sym.*) und dem 3D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung (s. Abbildung 82, Kurve *3D seq.*) verglichen. Ab Rasterweiten  $\geq 6 \text{ m}$  waren beide Ergebnisgrößen, vor Allem die berechneten Porenzahlen, annähernd gleich. Bei kleineren Rasterweiten stieg die Differenz zwischen beiden Modellen v. a. bei der vertikalen Verschiebung überproportional an. Die Diskrepanz zwischen beiden Modellen ohne horizontal sequenzielle Herstellung (s. Abbildung 82, *rot.sym.* und *3D*) ist bereits ab einer Rasterweite  $\geq 4 \text{ m}$  gering. Demnach sind der Rechenfehler infolge der Annahme einer vereinfachten radialen Spannungsverteilung ab  $4 \text{ m}$  Rasterweite und der Rechenfehler infolge der Vernachlässigung der horizontal sequenziellen Herstellung ab einer Rasterweite  $\geq 6 \text{ m}$  vernachlässigbar. Damit ist die Annahme, dass sich der Fehler ab einer bestimmten Mindestmodellweite so weit verringert, dass mit dem rotationssymmetrischen Modell hinreichend genaue Ergebnisse erzielt werden, bestätigt.

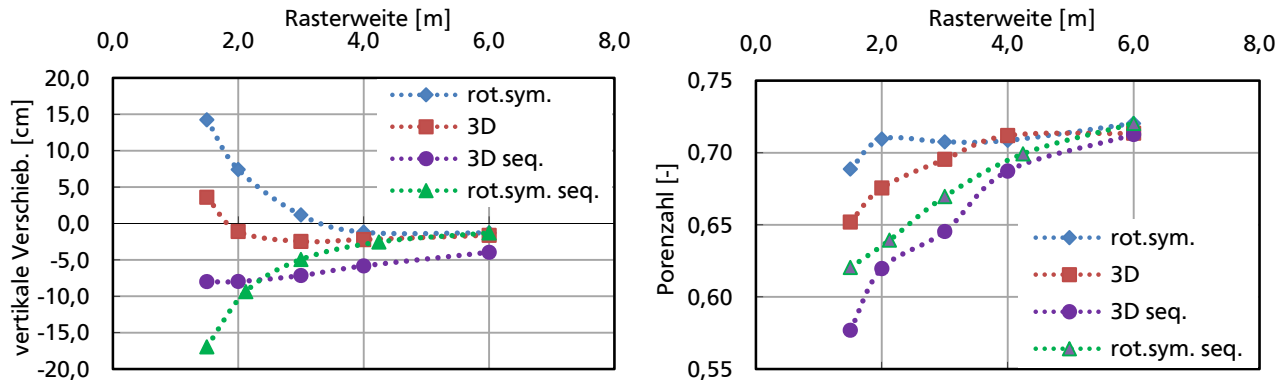


Abbildung 82: Einfluss der Modellgeometrie

Die aus diesen Überlegungen sich ergebende Mindestmodellweite  $a_{\min}$  ist von Systemparametern wie z. B. den Baugrundverhältnissen abhängig. Für das gewählte System konnte nun ein rotationssymmetrisches 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung wie in Abbildung 83 erstellt werden, um einerseits die langen Berechnungsdauern zu umgehen und andererseits hinreichend genaue Ergebnisse zu erhalten. Der Modellradius wurde entsprechend der Mindestmodellweite von 6 m mit 3,39 m festgelegt. Die Berechnung dieses Modells ergibt die Verdichtung infolge eines  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Rasters, ausgehend von der Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}} = 0,75$ . Anschließend wird ein rotationssymmetrisches 2D-Modell mit dem gleichen Modellradius verwendet. Mit diesem Folgemodell wird der Verdichtungsprozess im Boden simuliert, der durch das  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Raster bereits vorverdichtet wurde. Die Säulen, die das Folgemodell repräsentiert, liegen in der Flächenmitte der  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Rasterpunkte. Die neue Rasterweite ergibt sich nach Abbildung 83. Die Initialspannungen für das Folgemodell ergeben sich aus dem Bodeneigengewicht unter Berücksichtigung des Anstiegs der Bodenwichte infolge der Verdrängung durch das  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Raster nach (90). Zur Bestimmung der Anfangsporenzahl für das Folgemodell wird die mittlere Porenzahl jeweils oberhalb, innerhalb und unterhalb der Verdichtungsschicht infolge der vorangegangenen Modellberechnung ausgewertet. Diese Vorgehensweise wird sukzessive ausgehend von der Mindestmodellweite bis zur geplanten Rasterweite im Endzustand fortgesetzt (s. Abbildung 83). Der Fehler durch die rotationssymmetrische Betrachtung des Systems wird durch Einhaltung des Mindestmodellradius bei jedem Berechnungslauf minimal gehalten.

Allgemein kann zur Berechnung eines Säulengitters mit der geplanten Rasterweite  $a$  die Ausgangsrasterweite  $a'$  und die erforderliche Anzahl der Berechnungsläufe  $f_{\text{cal}}$  nach folgenden Formeln unter Berücksichtigung der Mindestmodellweite  $a_{\min}$  ermittelt werden. Dabei wird die Zählvariable  $i$  solange erhöht bis die Bedingung  $a' \geq a_{\min}$  erfüllt ist.

$$a' = a \cdot \sqrt{2}^i \geq a_{\min} ; \quad i = 0, 1, 2, \dots \quad (91)$$

$$f_{\text{cal}} = 2^i ; \quad i = 0, 1, 2, \dots \quad (92)$$

Die Abhängigkeit der Porenzahl und der vertikalen Verschiebung von der Rasterweite des rotationssymmetrischen 2D-Modells und des 3D-Modells (s. Abbildung 82, *rot.sym. seq.* und *3D seq.*) liefern unterschiedliche Ergebnisse. Der Grund hierfür sind die sich unterscheidenden abgebildeten Modellgrößen. Beim rotationssymmetrischen 2D-Modell ist die abgebildete Modellgröße ein  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Ausschnitt für alle Rasterweiten von 1,5 m bis 6,0 m. Für  $a = 1,5\text{ m}$  wurden z. B. 16 Berechnungsläufe durchgeführt, da sich bei einem  $1,5\text{ m} \times 1,5\text{ m}$  Raster 16 Säulen innerhalb des  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Ausschnittes befinden. Beim 3D-Modell hingegen schrumpft die abgebildete Modellgröße mit der Rasterweite, da immer nur 4 Aufweitungsvorgänge simuliert werden. Um einen direkten Vergleich anzustellen, müsste man bei den 3D-Modellen immer einen  $6\text{ m} \times 6\text{ m}$  Ausschnitt wählen. Würde man innerhalb dieses Ausschnittes ein  $2\text{ m} \times 2\text{ m}$  Raster modellieren, müssten 12 Injektionssäulen abgebildet werden, was eine Berechnungsdauer von mehreren Wochen nur für eine Injektionsstufenhöhe zur Folge hätte. Demnach wurde für die weiteren Untersuchungen das

rotationssymmetrische 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung favorisiert. Die Validierung wurde anhand einer Nachrechnung des im folgenden Kapitel 6 dokumentierten Bauprojektes vorgenommen.

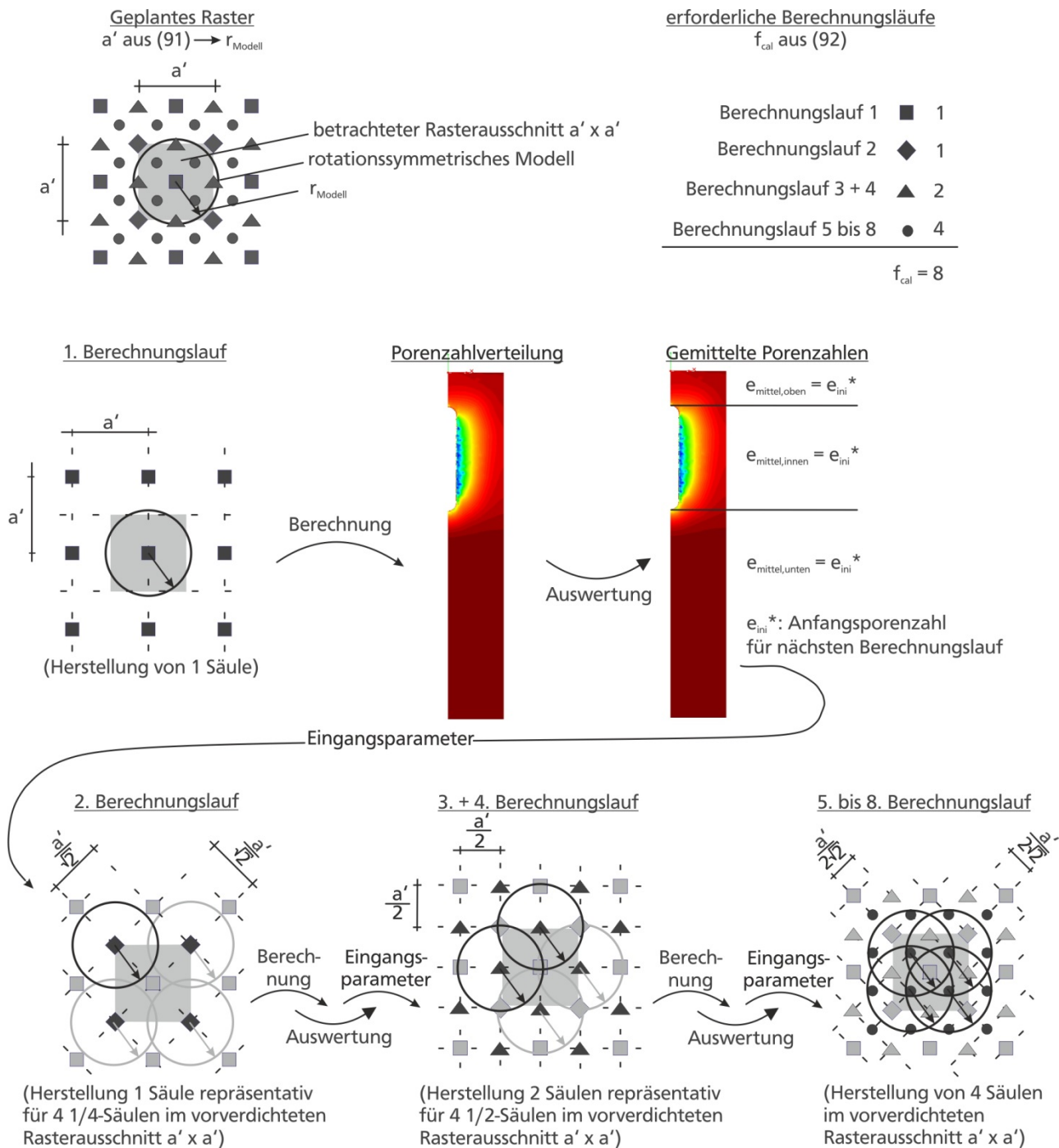


Abbildung 83: Rotationssymmetrisches 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung

---

## 6. Nachrechnung der Verdichtungsinjektionen für das IKEA Logistikzentrum Dortmund

---

### 6.1. Projektbeschreibung

Zur Validierung des numerischen Berechnungsmodells für Verdichtungsinjektionen an einem Praxisbeispiel, wurde ein Bauprojekt aus dem Jahre 2001/2002 herangezogen. Hierbei handelt es sich um das IKEA Logistikzentrum in Dortmund-Ellinghausen im Ruhrgebiet. Eine detaillierte Projektbeschreibung befindet sich in [Köppen, 2003]. Die wesentlichen Eckdaten des Projektes werden nachfolgend beschrieben.

Das Logistikzentrum umfasst eine Fläche von ca. 71000 m<sup>2</sup> und besteht aus einer 476 m × 149,5 m großen Lagerhalle, die in die Teilhallen I bis VI unterteilt ist sowie einem westlich anschließenden 25 m × 61 m großen Bürotrakt. Der Gebäudekomplex ist nicht unterkellert.



Abbildung 84: IKEA Logistikzentrum Dortmund

Den Kernbereich des Logistikzentrums bildet das 211 m × 61 m bzw. ca. 18000 m<sup>2</sup> große und 25 m hohe Hochregallager, das als Halle IV bezeichnet wird. Das in südöstliche Richtung aufgenommene Foto in Abbildung 84 gibt einen Überblick über das Projektgebiet. Die noch freie Fläche im Zentrum des Gebäudekomplexes ist der Bereich des Hochregallagers. Es befand sich zum Zeitpunkt der Aufnahme gerade im Bau. Das Hochregallager wurde auf einer 40 cm dicken Fundamentplatte gegründet. Darunter wurde ein ca. 1,5 m dickes Gründungspolster lagenweise verdichtet eingebaut. Die mittlere Flächenlast infolge Eigengewicht der Fundamentplatte und des Gründungspolsters beträgt rd. 40 kN/m<sup>2</sup>.

Das Projektgebiet liegt im südlichen Bereich des Münsterländer Tieflandbeckens auf einer Haldenfläche von ca. 3,4 km<sup>2</sup>. Die Oberfläche der Halde ist relativ eben und fällt in den Randbereichen der Aufschüttung steil ab. Die Halde besteht aus einem Bergematerial aus dem Steinkohlebergbau und wurde in den vergangenen Jahrzehnten künstlich bis rd. 15 m Höhe aufgeschüttet. Auf dem Plateau



der Bergehalde wurde zwischen 1980 und 1999 zeitweise die nationale Kohlereserve gelagert [Köppen, 2003]. Zur Erkundung der Baugrundverhältnisse wurden u. a. Bohrungen bis über 20 m u. Haldenaufstandsfläche abgeteuft. Der so erkundete Bereich umfasst das Bergematerial und darunter quartäre Lockergesteine sowie den Emscher Mergel. Der Baugrundaufbau von oben nach unten stellt sich nach [Köppen, 2003] wie folgt dar. Direkt unter der Fundamentplatte befindet sich ein ca. 1,5 m bis 2,0 m dickes, lagenweise aufgebrachtes Bodenpolster. Dieses besteht aus umgelagertem Bergematerial und untergeordnet aus Bauschutt und Schlacken. In der Sohle des Gründungspolsters wurde eine Kunststoffolie eingebaut. Das darunter liegende gemischtkörnige Bergematerial setzt sich aus gebrochenem Ton- und Sandstein, vereinzelt Kohle sowie weiteren Beimengungen wie Schlacke, Bauschutt (Beton, Ziegel, Stahl, etc.) und Schotter zusammen. Die Mächtigkeit beträgt ca. 13,5 m. In einem Schurf wurden Blöcke mit Kantenlängen von 0,5 m × 0,5 m sowie Hohlräume im Dezimeterbereich überwiegend unterhalb der Blöcke festgestellt. In Abbildung 85 ist die Korngrößenverteilung des Bergematerials als Korngrößenverteilungsband dargestellt.

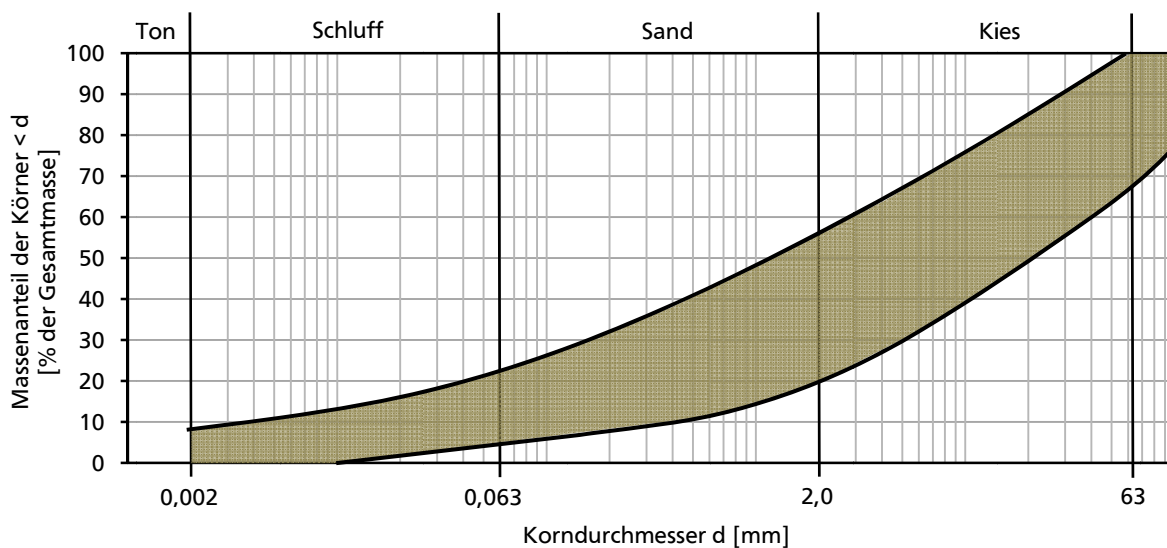


Abbildung 85: Korngrößenverteilung des Bergematerials

Anhand von Drucksondierungen und Rammsondierungen wurde von 3,5 m bis 14,0 m Tiefe zumeist eine lockere bis sehr lockere Lagerungsdichte festgestellt. Aufgrund des Blockwerks ist die Bestimmung der Lagerungsdichte des Bergematerials anhand der Ergebnisse der Druck- und Rammsondierungen nicht nach den bekannten Korrelationen, z. B. nach [DIN4094-3, 2003] möglich. Unter Vernachlässigung von extrem hohen Spitzenwiderständen und Schlagzahlen, bei denen vermutlich Blöcke angetroffen wurden, ergab sich ein Sondierungsspitzenwiderstand von i. M.  $q_c = 5 \text{ MN/m}^2$  [Schnell, 2009]. Der Anteil der sehr lockeren Lagerung ( $q_c \leq 2,5 \text{ MN/m}^2$ ) liegt zwischen 4,0 % und 27,5 %. Unterhalb dieser Schichten wurden als quartäre Lockergesteine zunächst Auelehm und darunter Flussablagerungen mit einer ähnlichen Zusammensetzung aus überwiegend feinsandigem Schluff mit kiesigen Beimengungen festgestellt. Diese Ablagerungen gehen mit undeutlichem Übergang in den Verwitterungshorizont des Emscher Mergels über. Die mergeligen Kreidegesteine wurden in einer Tiefe von ca. 27,0 m angetroffen. Der Grundwasserstand wurde mit einer Tiefe von ca. 14,0 m bestimmt. Eine Übersicht über die Ergebnisse der Erkundungen als Baugrundprofil und die mittleren Drucksondierungsergebnisse  $CPT_{\text{mittel}}$  im Bergematerial aus 15 Drucksondierungen sind in Abbildung 86 dargestellt. Ausreißer bei den Spitzenwiderständen der Drucksondierungen wurden auf das Antreffen von Blöcken zurückgeführt und in der Ergebnisdarstellung nicht berücksichtigt.

Aus logistischen Gründen und bedingt durch die Größe der Fundamentplatte für das Hochregallager war es notwendig, diese in 4 Abschnitten im Zeitraum vom 14.11.2001 bis zum 22.11.2001 zu betonieren. Im Zuge des baubegleitenden Nivellements wurden am 29.11.2001 große Setzungen der

Fundamentplatte festgestellt. Nach weiteren Nivellements betrugen die fortschreitenden maximalen Setzungen bis Mai 2002 über 12 cm mit zwischenzeitigen Setzungsgeschwindigkeiten von 0,8 cm/Woche. Der Bereich der Setzungen von > 4 cm umfasste insgesamt ca. 8300 m<sup>2</sup>, d. h. fast die halbe Fläche des Hochregallagers. Noch vor Beginn des Hochbaus am Hochregallager, war somit die geplante Nutzung nicht mehr möglich und auch für die benachbarten Teilhallen gefährdet. Zu diesem Zeitpunkt waren ca. 50 % der Endlasten des Hochregallagers erreicht worden. Ein Weiterbau ohne zusätzliche Maßnahmen hätte die Situation noch zusätzlich verschlechtert.

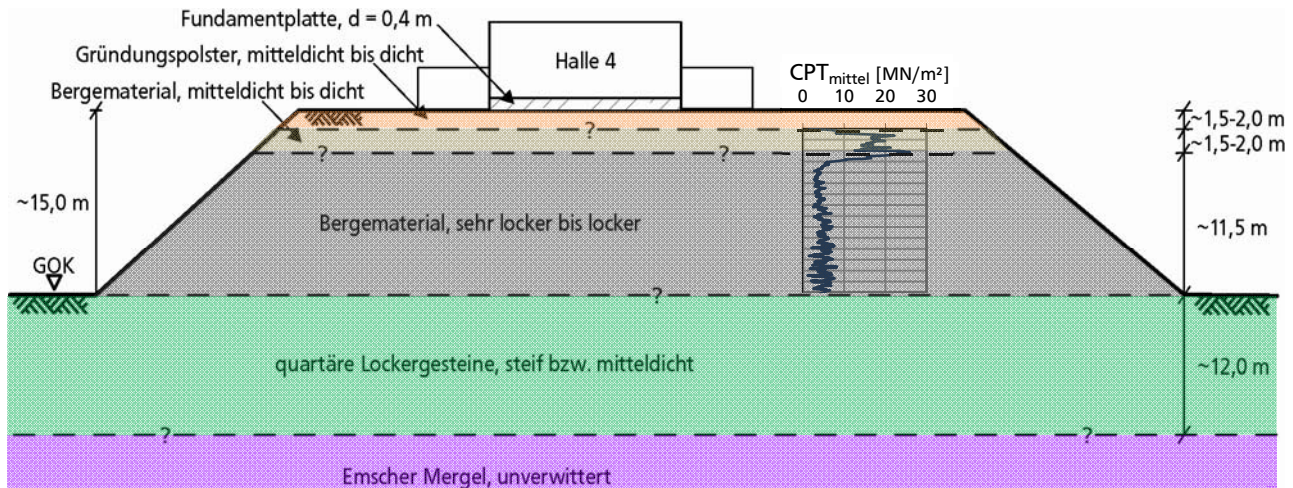


Abbildung 86: Baugrundprofil IKEA Logistikzentrum Dortmund

Nach der Recherche der Lage ehemaliger Kohlehalden anhand von Luftbildern aus dem Zeitraum 1980 bis 1999 ergab sich ein signifikanter Zusammenhang zwischen den durch die Kohlehalden ehemals überschütteten Bereichen und den aufgetretenen Setzungen [Köppen, 2003]. Die Bereiche größerer Setzungen lagen grundsätzlich nicht in den Überschüttungsbereichen der ehemaligen Kohlehalden. Stattdessen waren die Setzungen im Bereich der ehemaligen Überschüttungen vergleichsweise gering. Ausgehend von dem locker bis sehr locker gelagerten Bergematerial als Schadensursache wurden 3 Sanierungsmaßnahmen zur Gewährleistung der Gebrauchstauglichkeit der Halle 4 vorgeschlagen:

- Verdichtungsinjektionen
- Rüttelstopfverdichtung
- Poreninjektion

Ziel der Maßnahme war eine Verbesserung der Tragfähigkeit des Bergematerials und damit eine Reduktion des Setzungspotenzials infolge der weiteren Lasten. Für jedes Bodenverbesserungsverfahren wurde ein Versuchsfeld im Bereich des Baufeldes ausgeführt. Nach Auswertung der Versuchsfelder wurde seitens des Bauherrn entschieden, den Baugrund mittels Verdichtungsinjektionen zu verbessern. Ausschlaggebend für die Entscheidung waren die Zeitersparnis gegenüber den anderen beiden Varianten und die Möglichkeit der Freigabe von Teilbereichen für den Hochbau noch vor Fertigstellung des gesamten Rasters.

## 6.2. Versuchsfeld für Verdichtungsinjektionen

Im Folgenden werden die Ausführung und die Ergebnisse des Versuchsfeldes für die Verdichtungsinjektionen zusammengefasst. Die Ergebnisse der Versuchsfelder für die Varianten der Rüttelstopfverdichtung und der Poreninjektion sind in [Köppen, 2003] dokumentiert. Eine ausführliche Dokumentation des Versuchsfeldes für die Verdichtungsinjektionen ist in [Köppen, Priggert, 2002] enthalten.



Das Versuchsfeld wurde im Bereich der maximalen Setzungen angeordnet. Bis zu Beginn der Herstellung des Versuchsfeldes im April 2002 wurden hier Setzungen zwischen 9,0 cm und 11,0 cm festgestellt. Zur Durchführung der Verdichtungsinjektionen sowie der schweren Rammsondierungen musste vorab die 40 cm dicke Fundamentplatte an den entsprechenden Punkten durchbohrt werden. Es wurden insgesamt 16 Ansatzpunkte (TCG1–TCG16) für Verdichtungsinjektionssäulen festgelegt. Die Ansatzpunkte wurden in einem quadratischen Raster mit 2,0 m Rasterweite angeordnet. Die Injektionssäulen reichten von 3,5 m bis 14,0 m Tiefe und wurden in 22 Injektionsstufen mit einer Injektionsstufenhöhe von jeweils 0,5 m im bottom-up Verfahren hergestellt. Zur Untersuchung des Injektionsdruckverhaltens in der verdichteten oberen Bodenschicht wurden fünf der 16 Injektionssäulen von 1,5 m bis 14,0 m Tiefe hergestellt.

Als Nachweis des Verdichtungserfolges wurden zehn schwere Rammsondierungen (DPH1–DPH10) innerhalb und außerhalb des Versuchsfeldes mit Eindringtiefen zwischen 5,6 m und 15,0 m ausgeführt. Zusätzlich wurden innerhalb des Versuchsfeldes insgesamt 29 geodätische Messpunkte zur Kontrolle der vertikalen Verschiebungen der Fundamentplatte eingerichtet und das vorhandene Extensometer E102 mit den Messhorizonten in 4 m, 8 m, 12 m, 18 m und 24 m Tiefe verwendet. Abbildung 87 zeigt die Anordnung der Ansatzpunkte für die Injektionssäulen, die Rammsondierungen und den Extensometer.

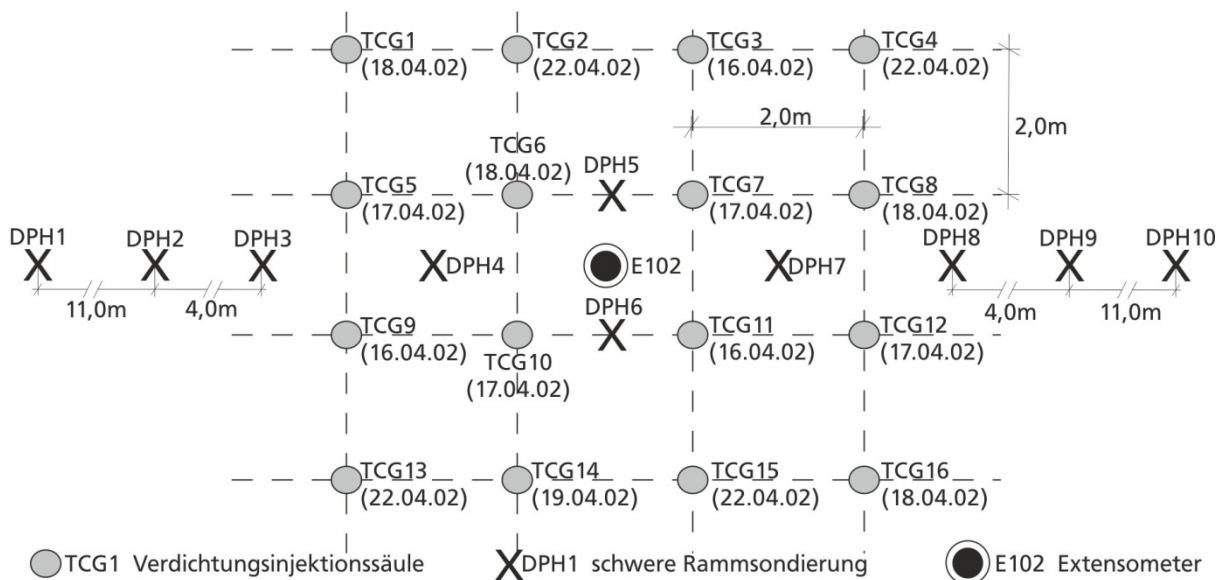


Abbildung 87: Lageplan des Versuchsfeldes

Alle Rammsondierungen wurden nach der Herstellung des Versuchsfeldes durchgeführt. Allerdings befinden sich die Rammsondierungen DPH1, DPH2, DPH9 und DPH10 außerhalb des vom Versuchsfeld verdichteten Bereiches. Mit ihnen wurde die Lagerungsdichte des unverbesserten Bergematerials erkundet. Anhand der Ergebnisse von DPH3 – DPH8 wurde die Lagerungsdichte des verbesserten Bergematerials festgestellt. Da sich die Hohlräume überwiegend unter Blöcken befanden, wurden diese durch die Rammsondierungen nicht erkundet. Aus den protokollierten Daten zur Herstellung geht hervor, dass das Versuchsfeld nicht in einem Primär- und Sekundärraster ausgeführt wurde. Auch wurden die Säulen nicht von innen nach außen oder von außen nach innen hergestellt. Vielmehr haben hier baubetriebliche Aspekte den Ausschlag für den Herstellungsablauf gegeben.

Als Injektionsmaterial wurde ein Spezialmörtel mit einer hohen einaxialen Anfangsdruckfestigkeit und eine Druckfestigkeit nach 28 Tagen von  $> 8 \text{ N/mm}^2$  verwendet (vgl. Tabelle 8). Das Ausbreitmaß wurde nach [DIN18555-3, 1982] mit  $< 23 \text{ cm}$  festgelegt. Dies entspricht nach [Iagolnitzer, 1999] einem Setzmaß von  $< 5 \text{ cm}$ . Der Mörtel wurde mit einem Wasser-Feststoff-Verhältnis von 0,2 bis 0,3 hergestellt (vgl. Tabelle 7). Die maximale Korngröße des Grobkornanteils wurde auf 5 mm begrenzt

(vgl. Abbildung 7). Die vorher festgelegten Injektionsparameter und Abbruchkriterien sind in Tabelle 19 aufgelistet. Die maximale Injektionsmenge bezieht sich auf eine Injektionsstufenhöhe von je 0,5 m.

Tabelle 19: Injektionsparameter und Abbruchkriterien [Köppen, Priggert, 2002]

Abbruchkriterium/Injektionsparameter	Wert
Injektionsrate [l/min]	40 – 80
maximale Injektionsmenge [l]	200 – 400
<u>maximale Injektionsdrücke [kN/m<sup>2</sup>]</u>	
Tiefenlage 4 – 6 m	2600
Tiefenlage 6 – 8 m	2800
Tiefenlage 8 – 10 m	3200
Tiefenlage 10 – 12 m	3600
Tiefenlage 12 – 14 m	4000

Der Druckverlust durch Reibung in den Injektionsrohren wurde vor Beginn der Herstellung in einem Testlauf ermittelt und lag zwischen 300 kN/m<sup>2</sup> und 500 kN/m<sup>2</sup>. Wurden bei Einbringen von 200 l für eine Injektionsstufe nicht mindestens 1000 kN/m<sup>2</sup> Brutto-Enddruck erreicht, so wurde der Vorgang fortgesetzt bis entweder ein Druck von 1000 kN/m<sup>2</sup> oder 400 l Injektionsvolumen für diese Stufe erreicht wurden. Der mittlere Brutto-Enddruck für alle 16 Säulen lag bei 1250 kN/m<sup>2</sup> bei einem mittleren Injektionsvolumen von 235 l/Stufe. Dies entspricht einem mittleren Säulendurchmesser von 77 cm und einem mittleren relativen Volumen (s. S. 7) von 11,7 %.

Bei der Auswertung der Injektionsdruckverläufe über die Dauer der Injektionsstufen wurden drei typische Druckverläufe festgestellt. Abbildung 88, links zeigt den kontinuierlichen Druckanstieg während einer Injektion. Die Injektionsdauer beträgt in diesem Beispiel 140 Sekunden. Der Druck baut sich kontinuierlich bis zum Erreichen eines Abbruchkriteriums auf. Ab diesem Zeitpunkt wird der Druck verringert und die Injektion auf dieser Stufe beendet. Ein kontinuierlicher Druckanstieg deutet ebenfalls auf eine Bodenstruktur ohne Hohlräume und somit auf eine kontinuierliche Verdichtung hin. In Abbildung 88, Mitte ist über eine Injektionszeit von ca. 220 Sekunden kein Druckanstieg zu erkennen ist. Dann erfolgt innerhalb weniger Sekunden ein extremer Anstieg. Dieser Druckverlauf deutet auf einen Hohlraum im Boden hin. Das Injektionsmittel breitet sich zunächst in einem Hohlraum aus, dadurch ist an der Messuhr des Injektionsgerätes kein Widerstand zu verzeichnen. Ist der Hohlraum verfüllt, baut sich sofort ein Druck auf.

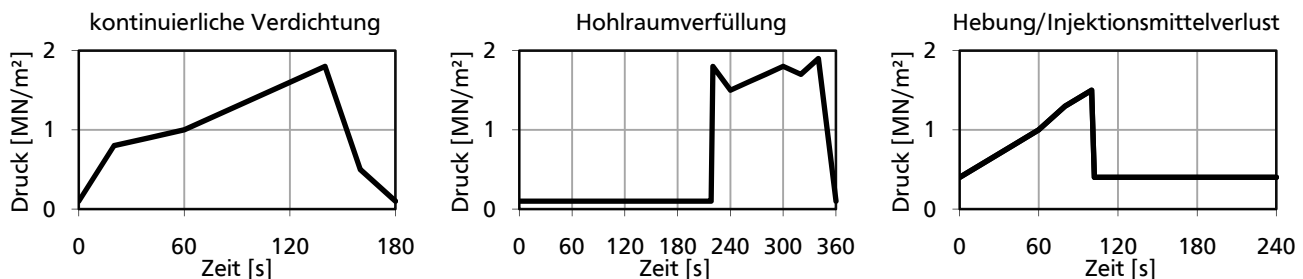


Abbildung 88: Typische Druckverläufe [Schnell, 2009]

Der dritte typische Druckverlauf (Abbildung 88, rechts) zeichnet sich zunächst durch einen kontinuierlichen Druckaufbau gefolgt von einem plötzlichen Druckabfall aus. Nach dem Druckabfall lässt sich kein Druck mehr aufbauen. Für diesen Fall kann es mehrere Gründe geben. Die Hebung der Geländeoberkante kann beispielsweise bei oberflächennahen Injektionen dafür verantwortlich sein. Ebenso kann auch der Austritt von Injektionsmittel am Bohrloch diesen Druckverlauf bewirken. Weiterhin könnte im Verlauf der Injektionskörperausdehnung eine Verbindung zu einem Hohlraum entstanden und das Injektionsmittel hier drucklos eingedrungen sein.

Zur Abschätzung der Verdichtungswirkung wurden die Ergebnisse der vier Rammsondierungen DPH1, DPH2, DPH9 und DPH10 außerhalb und der sechs Rammsondierungen DPH3 bis DPH8 innerhalb des Versuchsfeldes miteinander verglichen. Auch hier wurden entsprechend der Auswertung der Drucksondierungen extrem hohe Schlagzahlen als Antreffen von Blöcken interpretiert und in der Auswertung nicht berücksichtigt. Somit wurde die Verbesserung des Bergematerials ohne Blockanteile betrachtet. Es wird angenommen, dass die Verfüllung von Hohlräumen durch die Sondierungen ebenfalls nicht erfasst wird, da diese überwiegend unter den Blöcken angetroffen wurden. Die Sondierungsergebnisse außerhalb des Versuchsfeldes sind ein Maß für den Eindringwiderstand des unverbesserten Baugrundes, die Ergebnisse innerhalb quantifizieren den Widerstand des verbesserten Baugrundes. Die mittlere Schlagzahl für den unverbesserten Baugrund zwischen 3,5 m und 14,0 m Tiefe lag bei  $N_{10} = 8,0$  Schläge je 10 cm Eindringtiefe, die mittlere Schlagzahl für den verbesserten Baugrund war etwas höher bei  $N_{10} = 11,3$  Schläge je 10 cm Eindringtiefe (s. Tabelle 20).

Tabelle 20: Rammsondierungsergebnisse für unverbessertes und verbessertes Bergematerial

unverbesserter Baugrund		verbesserter Baugrund	
Sondierung	Schläge / 10 cm Eindringtiefe	Sondierung	Schläge / 10 cm Eindringtiefe
DPH1	7,5	DPH3	10,5
DPH2	7,5	DPH4	9,8
DPH9	7,6	DPH5	13,6
DPH10	9,2	DPH6	10,3
		DPH7	14,8
		DPH8	8,7
Mittelwert $N_{10,unverbessert}$	8,0	Mittelwert $N_{10,verbessert}$	11,3

Die Erhöhung der Schlagzahlen bei den innerhalb des Injektionsrasters liegenden DPH4 bis DPH7 betrug i. M. 4,1 Schläge je 10 cm Eindringtiefe. Bei den außerhalb liegenden DPH3 und DPH8 wurden Schlagzahlerhöhungen von i. M. 1,6 festgestellt. Eine Korrelation von Schlagzahlen mit Lagerungsdichten nach [DIN4094-3, 2003] ist bei dem gemischtkörnigen Bergematerial mit tw. > 15 Gew.-% Feinkornanteil ( $d < 0,06$  mm) nicht möglich. Für solche gemischtkörnigen Böden ist eine Einschätzung durch den geotechnischen Sachverständigen vorzunehmen [DIN1054, 2010]. Nach [Köppen, Priggert, 2002] wurde die mittlere Verbesserung der Schlagzahlen als eine Verbesserung von einer überwiegend lockeren zu einer mitteldichten Lagerung eingestuft.

Neben einer Abschätzung der Verdichtungswirkung auf Grundlage der Rammsondierungen wurde eine Abschätzung nach der Veränderung der Porenanteile durch das Einbringen des Injektionsvolumens vorgenommen [Schnell, 2009]. Hierzu wurde der Porenanteil des Bergematerials ohne Berücksichtigung der Hohlräume abgeschätzt und das gesamte Injektionsvolumen davon abgezogen; eine Annahme, die voraussetzt, dass das Injektionsvolumen nicht zur Hohlraumverfüllung beiträgt. Die so ermittelte Verdichtungswirkung war erheblich größer. Diese Differenz lässt sich mit dem nicht genau bekannten Injektionsvolumenanteil, der eine Hohlraumverfüllung bewirkte und dem Injektionsmittelwasserverlust infolge Ausbluten (s. S. 13) erklären.

Eine endgültige Einschätzung der Verdichtungswirkung bzw. Verbesserung lieferten letztlich ein Belastungsversuch und fortlaufende Setzungsbeobachtungen während der Baumaßnahme.

### 6.3. Sanierungsmaßnahme und Messprogramm

Die Verdichtungsinjektionsmaßnahme wurde auf Grundlage der Erkenntnisse aus dem Versuchsfeld durchgeführt. Die dort getesteten Planungs-, Ausführungsparameter und Abbruchkriterien kamen für das Verdichtungsinjektionsfeld zur Ausführung und wurden im Zuge der Herstellung des

Injektionsfeldes optimiert. Neben dem tiefengestaffelten Injektionsdruck und der Injektionsmenge als Abbruchkriterium wurde eine Hebung von 1 mm als weiteres Abbruchkriterium festgelegt, d. h. die Sanierung sah eine Verdichtung des Bergematerials aber keine gezielte Rückhebung der Fundamentplatte vor. Die Verdichtungsinjektionssäulen wurden in 22 Injektionsstufen zu je 50 cm Höhe zwischen 3,5 m und 14,5 m Tiefe unter Haldenoberkante (Unterkante Fundamentplatte) im bottom-up Verfahren hergestellt. Dabei wurden die Bohrungen bis 14,5 m Tiefe abgeteuft, die Verrohrung um jeweils 50 cm gezogen und anschließend injiziert. Im Rahmen der kompletten Sanierungsmaßnahme wurden von Mai 2002 bis August 2002 insgesamt 3310, unter dem Hochregallager 2579 Injektionssäulen, mit einem Rasterabstand von  $2\text{ m} \times 2\text{ m}$  hergestellt. Das Verdichtungsinjektionsfeld besteht aus einem ca.  $7250\text{ m}^2$  großen Hochregalbereich, sieben Stützenbereichen mit insgesamt ca.  $6220\text{ m}^2$  und drei Übergangsbereichen mit insgesamt ca.  $2140\text{ m}^2$  (s. Abbildung 89).

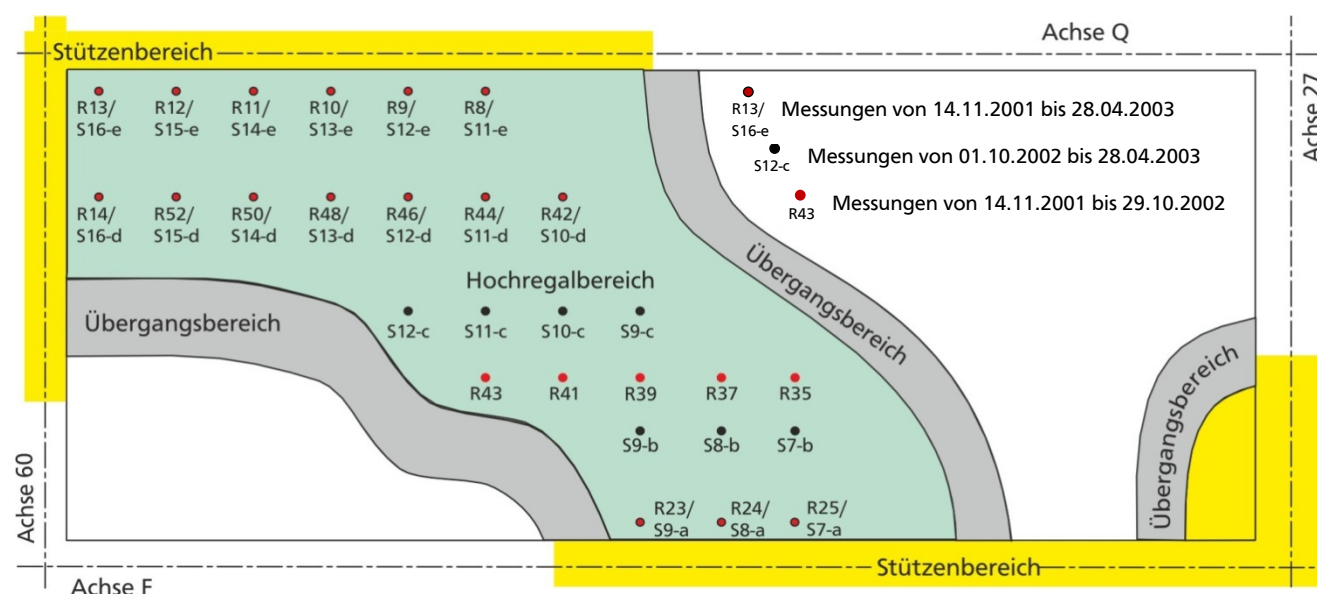


Abbildung 89: Lageplan des Verdichtungsinjektionsfeldes mit Setzungsmesspunkten

Im Hochregalbereich waren die Setzungen mit bis zu 22 cm am größten. Die Herstellreihenfolge sah hier, in den drei Übergangsbereichen und in den Stützenbereichen ein Raster aus Primär- und Sekundärsäulen vor. Das geplante Injektionsvolumen der Sekundärsäulen war in den Übergangsbereichen kleiner als das der Primärsäulen. Die mittleren Injektionsdrücke und – volumina für den Hochregalbereich und die Übergangsbereiche wurden [Köppen, 2003] entnommen und sind in Tabelle 21 zusammengestellt.

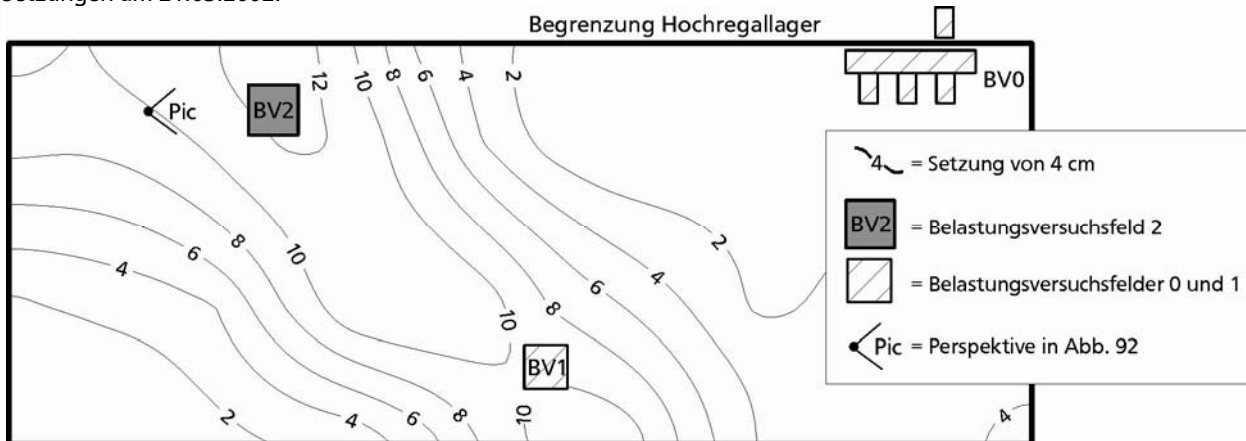
Tabelle 21: Mittlere Injektionsdrücke und -volumina

Injektionsfeldbereich	mittlerer Injektionsdruck $p$ [kN/m <sup>2</sup> ]	mittleres Injektionsvolumen $V_i$ [m <sup>3</sup> ]	relatives Injektionsvolumen $a_s$ [%]
Hochregalbereich	1980	5,5	12,4
Übergangsbereiche	1660	4,6	9,6

Es wurde mit bis zu neun Injektionseinheiten gleichzeitig gearbeitet. Aufgrund örtlicher Gegebenheiten mussten 1051 Säulen mit Kleingeräten hergestellt werden. Es wurden insgesamt  $16560\text{ m}^3$  Injektionsmittel verarbeitet. Durch die eingebrachten Mörtelmassen ergab sich eine zusätzliche Belastung von ca.  $24,7\text{ kN/m}^2$ . Zur Qualitätssicherung wurden Injektionsmengen und –drücke in

einem Arbeitsprotokoll fortgeschrieben, 16 Bohrungen abgeteuft, sieben schwere Rammsondierungen ausgeführt und die vertikalen Verschiebungen der Fundamentplatte des Hochregallagers ständig über Messbolzen im gesamten Schadensbereich kontrolliert. Zusätzlich wurden die vertikalen Verschiebungen an drei Extensometern bis 24 m Tiefe bzw. 27 m Tiefe in mehreren Messhorizonten unter Haldenoberkante gemessen. Die gemessenen Setzungen im Bereich des Hochregallagers sind in Abbildung 90 für März 2002 und für April 2003, d. h. vor der Sanierung und nach Bauende als Lageplan mit Setzungsisolinelinien dargestellt.

Setzungen am 21.03.2002:



Setzungen am 28.04.2003:

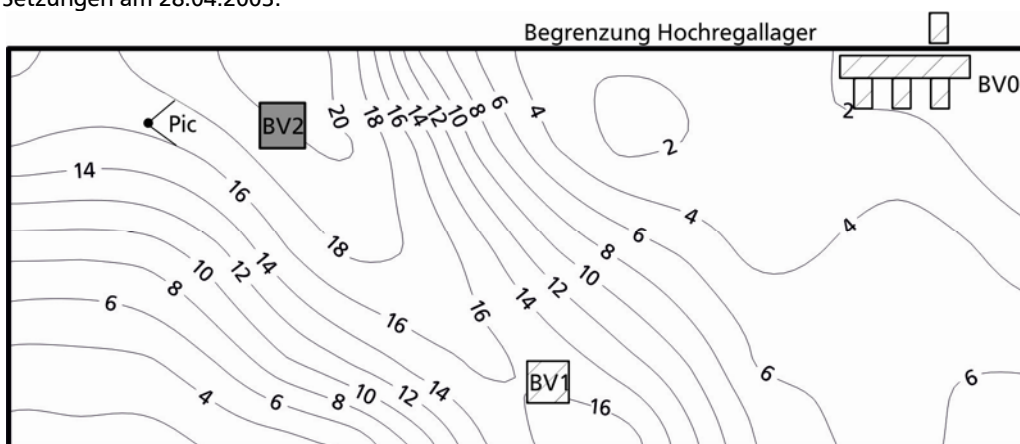


Abbildung 90: Gemessene Setzungen vor und nach der Verdichtungsinjektionsmaßnahme

Die Zunahme der Setzungen ist anteilig auf die wirksame Spannung aus aufgebrachtem Bodenpolster und Fundamentplatte, auf den Lasteintrag infolge des Eigengewichts der Injektionsmasse sowie auf Umlagerungen im Untergrund infolge der Injektionen zurückzuführen [Köppen, 2003]. Die Auswertung der Extensometer und Setzungspegel ergab eine Einflusstiefe der Gebäudelasten und der Lasten aus dem Bodenpolster bis ca. 18 m unter Haldenoberkante, wobei vor der Bodenverbesserung etwa 80 % der Setzungen im Bergematerial bis 15 m Tiefe und ca. 20 % in den oberen 3 m des gewachsenen Bodens gemessen wurden. Die Lasten aus dem Eigengewicht der Injektionssäulen verursachten nach Auswertung der Setzungspegel maßgebliche Setzungen bis 27 m Tiefe unter Haldenoberkante. Hier wurde für das verbesserte Bergematerial bis 15 m Tiefe ein Setzungsanteil von 20 % und für den gewachsenen Boden von 80 % gemessen, wobei der weitaus größte Anteil in den oberen 3 m des gewachsenen Bodens zwischen 15 m und 18 m gemessen wurde.

Die bis zum Erreichen eines Abbruchkriteriums eingebrachten Injektionsmengen nahmen überwiegend mit der Tiefe zu. Dies ist ein Hinweis darauf, dass mit der Tiefe die größeren Bodenanteile und die



Porenräume zunehmen und die Lagerungsdichte abnimmt. Die größeren Injektionsmengen wurden im Bereich der in Abbildung 90 erkennbaren Setzungsmulde eingebracht. Der Verlauf der Setzungsmulde beschränkte sich auf den vormals nicht durch die Kohlehalden überschütteten, vorverdichteten Bereich. In Bereichen großer Injektionsmengen wurden wie erwartet kleine Injektionsdrücke gemessen. Maßgebendes Abbruchkriterium war hier die festgelegte maximale Injektionsmenge.

Zusätzlich zur Ermittlung der Verbesserungsverteilung im Injektionsraster wurden sieben schwere Rammsondierungen (DPH201 – DPH207) mit Eindringtiefen zwischen 4,7 m und > 15 m durchgeführt. Die Auswertung erfolgte wie auch im Versuchsfeld (s. Kapitel 6.2) unter Vernachlässigung von extrem hohen Schlagzahlen, bei denen vermutlich Blockwerk angetroffen wurde. Die DPH201 wurde im unbeeinflussten Bereich durchgeführt. Die DPH202 bis DPH207 wurden

- am Rand einer Verdichtungsinjektionssäule (DPH204 und DPH205),
- zwischen 2 Verdichtungsinjektionssäulen (DPH202 und DPH203) oder
- im Mittelpunkt von 4 Verdichtungsinjektionssäulen (DPH206 und DPH207)

abgeteuft. Die mittlere Erhöhung der Schlagzahlen gegenüber der DPH201 im unbeeinflussten Bereich ist in Abbildung 91 für einen exemplarischen Rasterausschnitt dargestellt.

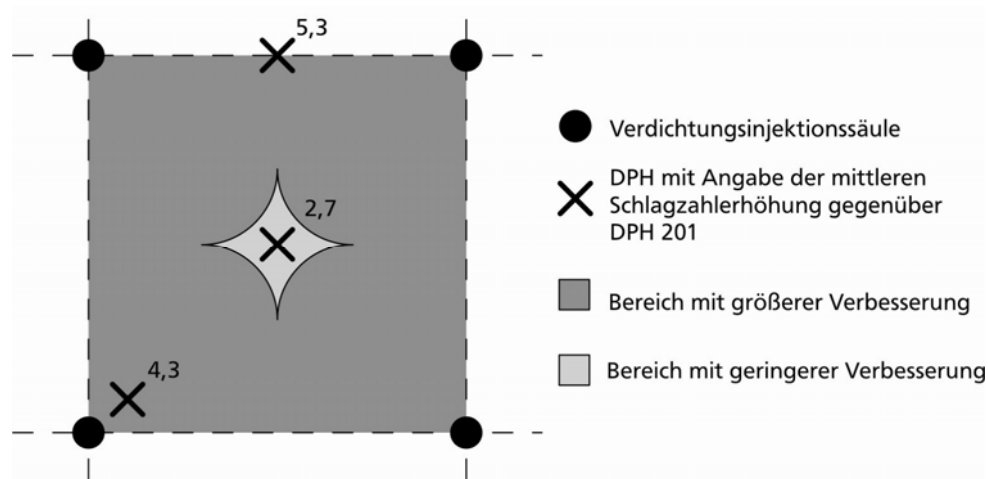


Abbildung 91: Lageskizze der Verbesserungsverteilung im Injektionsfeld

Die Überprüfung des Verdichtungsziels ergab eine relativ homogene Verbesserung des Bodens ungeachtet der Lage der Sondierung relativ zu dem gewählten Raster. Bei der Sondierung im Zentrum zwischen vier Rasterpunkten waren die Schlagzahlen etwas geringer als bei Sondierungen nahe einer Injektionssäule. Die Ergebnisse sind eher qualitativ zu betrachten, da Rammsondierungen bei den vorliegenden Baugrundverhältnissen mit Blockanteilen nur eine ungenaue Aussage über die Lagerungsdichte und damit über die Verdichtungswirkung erlauben. Aus diesem Grund wurden zur quantitativen Ermittlung der erzielten Verbesserung drei Belastungsversuchsfelder eingerichtet. Die Belastung wurde durch Betonfertigteile aufgebracht. Die aussagekräftigsten Ergebnisse lieferte das Belastungsversuchsfeld BV2 mit einer Belastung  $p = 40 \text{ kN/m}^2$  entsprechend der Belastung des aufgehenden Gebäudes. Auf dem Foto in Abbildung 92 sind die aufgestapelten Betonfertigteile für das Belastungsversuchsfeld BV2 abgebildet. Das Versuchsfeld wurde auf  $8 \times 8 = 64$  Injektionssäulen auf einer Fläche von  $16 \text{ m} \times 16 \text{ m}$  im Hochregalbereich angelegt. Die Setzungen wurden vor, während und nach den Verdichtungsinjektionen an 16 geodätische Messpunkte und einem Extensometer im Versuchsfeld gemessen.





Abbildung 92: Belastungsversuchsfeld BV2

Für die numerische Rückrechnung wurde der Bereich maximaler Setzungen ausgewertet. Dieser lag im Hochregalbereich (vgl. Abbildung 89) mit 28 geodätischen Messpunkten und dem darin liegenden Belastungsversuchsfeld BV2. Die mittleren Setzungen im Hochregalbereich für die gesamte Bauzeit sind in Abbildung 94 dargestellt. Zum Vergleich sind auch die Setzungen für den Bereich des Belastungsversuches BV2 aufgetragen. Anfang September musste der Versuch aus baubetrieblichen Gründen abgebrochen werden. Es wurde ein zeitabhängiges Setzungsverhalten festgestellt. Bei Versuchsabbruch waren die Setzungen aus BV2 noch nicht vollständig abgeklungen. Ebenso waren aus den Erdarbeiten und der Herstellung der Fundamentplatte sowie aus dem Eigengewicht der Verdichtungsinjektionssäulen resultierende zeitabhängige Setzungen zu Beginn der jeweils darauffolgenden Bauphase z. T. noch nicht abgeschlossen. Zur besseren Übersicht sind die für die Messdatenauswertung relevanten Bauphasen auf einem Zeitstrahl in Abbildung 93 aufgetragen.

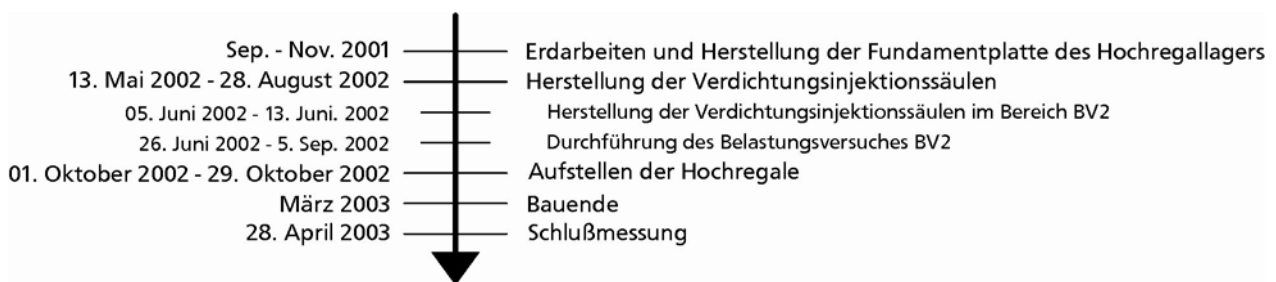


Abbildung 93: Zeitstrahl der setzungsrelevanten Bauphasen

Die jeweiligen Setzungsanteile der Bauphasen und des Belastungsversuches wurden in einem Zeit-Setzungsdiagramm bis zu einer angenommenen Endsetzung extrapoliert. Aus diesen Überlegungen können die extrapolierten Setzungsanteile aus den jeweiligen Bauphasen und die dazugehörigen gemessenen Setzungen unmittelbar vor Beginn der nächsten Bauphase abgeleitet werden, wie in Tabelle 22 zusammengestellt. Das Logistikzentrum wurde im Frühjahr 2003 fertiggestellt. Die Setzungen wurden bis zum 28.04.2003 gemessen. Zu diesem Zeitpunkt waren die Zeitsetzungen nahezu vollständig abgeklungen.

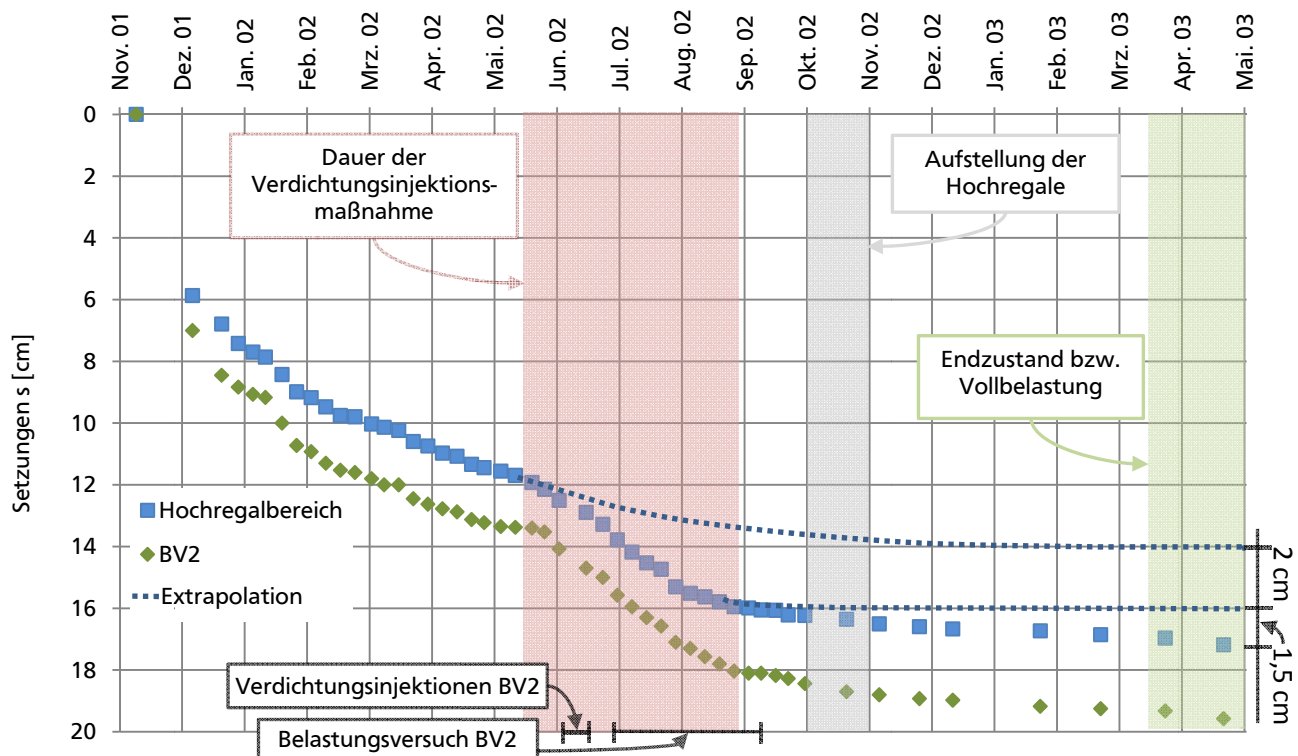


Abbildung 94: Gemessener und interpolierter Setzungsverlauf

Die Setzungen im Bereich von BV2 repräsentieren den Verlauf maximaler Setzungen, da das Versuchsfeld etwa in der tiefsten Stelle der Setzungsmulde liegt (vgl. Abbildung 90). Die unter der Annahme eines asymptotischen Setzungsverlaufes extrapolierten Werte in Tabelle 22 beziehen sich auf die mittleren Setzungen für den gesamten Hochregalbereich. Die extrapolierten Setzungen in der Größenordnung von 14 cm aus den Erdarbeiten und der Herstellung der Fundamentplatte (wirksame Belastung: ca. 40 kN/m<sup>2</sup>) lassen darauf schließen, dass das Bergematerial vor der Baugrundverbesserung sehr locker gelagert war. Bei Annahme linear-elastischen Materialverhaltens und üblichen Steifemoduln für weitgestufte, grobkörnige Böden können bei den gemessenen bzw. extrapolierte Setzungen infolge der Hochbaulasten ein Steifemodul von etwa  $E_s = 40 \text{ MN/m}^2$  bis 80 MN/m<sup>2</sup> und damit eine überwiegend dichte bis mitteldichte Lagerung nach der Bodenverbesserung angenommen werden. Die Restsetzungen, d. h. die Setzungen aus der Herstellung der Verdichtungssäulen und des Hochbaus liegen für den Hochregalbereich bei i. M. 4 cm und somit unter dem bei der Planung angestrebten Höchstwert von 5 cm [Köppen, 2003].

Tabelle 22: Setzungsanteile in [cm] infolge Bauphasen

Bauphase	gemessene Setzungen	gemessene Setzungen BV2	extrapolierte Endsetzungen
Erdarbeiten + Herstellung Fundamentplatte	11,7	13,8	~ 14
Herstellung Verdichtungsinjektionssäulen	4,2	0,9	~ 2,0
Hochbau / Belastungsversuch BV2	1,3	2,8	~ 1,5

## 6.4. Bestimmung der Modellparameter

### 6.4.1. Randbedingungen

Mit dem Berechnungsmodell wird nachfolgend ein repräsentativer Rasterausschnitt im setzungsintensiven Hochregalbereich (vgl. Abbildung 89) nachgerechnet. Primäres Ziel dabei ist es, die

Verdichtung durch die Säulenherstellung und die Setzungen des verbesserten Bodens infolge Gebäudelasten möglichst genau zu simulieren. Es wurde das rotationssymmetrische 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung verwendet (s. Abbildung 83). Wie in Kapitel 5.4 beschrieben, wurde mit dem gleichen Berechnungsmodell für das Bergematerial die Mindestmodellweite  $a_{\min}$  bestimmt. Dafür wurden fünf rotationssymmetrische 2D-Modelle (929 bis 1995 Knoten, 838 bis 1899 Elemente, 2 h bis 3 h Berechnungsdauer) mit fünf 3D-Modellen (6929 bis 25625 Knoten, 5760 bis 23040 Elemente, 17 h bis 130 h Berechnungsdauer) verglichen. Die Rasterweiten wurden zwischen 1,5 m und 6,0 m variiert. Der Vergleich der berechneten, mittleren Porenzahlen in Säulentiefe zeigt, dass der modellierungsbedingte Rechenfehler eines rotationssymmetrischen Modells ab ca. 4 m Rasterweite vernachlässigbar gering ist. Daher wurde für die weiteren Berechnungen die Mindest rasterweite  $a_{\min}$  von über 4 m festgelegt. Bei einer Rasterweite im Endzustand von  $a = 2,0$  m ergibt sich aus (91) sowie (92) auf der sicheren Seite liegend die Ausgangsrasterweite  $a' = 5,7$  m und damit der Modellradius  $r_{\text{Modell}} = 3,22$  m sowie die erforderliche Anzahl der Berechnungsläufe  $f_{\text{cal}} = 8$ . Somit befinden sich im Rasterausschnitt von  $5,7 \text{ m} \times 5,7 \text{ m}$  acht Injektionssäulen.

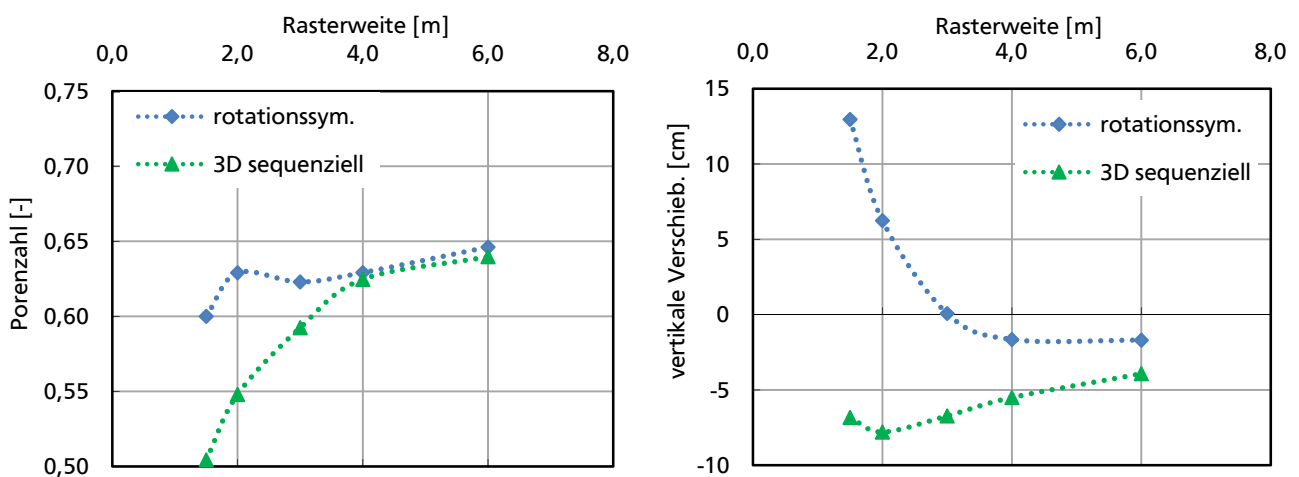


Abbildung 95: Bestimmung der Mindestmodellweite

Der untere Modellrand wurde anhand der Messergebnisse der Extensometer und Setzungspegel festgelegt. Die Auswertung der Messungen ergab eine setzungsrelevante Einflusstiefe von ca. 18 m u. UK Fundamentplatte, d. h. 3,0 m u. OK quartäre Lockergesteine (vgl. S. 111).

Der obere Rand des Modells ist die Oberfläche der Halde vor Aufbringen des 1,5 m dicken Bodenpolsters für den Neubau (s. Abbildung 105). Das Bodenpolster wurde als schlaife Flächenlast zusammen mit dem Eigengewicht der Fundamentplatte in der Berechnung berücksichtigt. Das setzt die Annahme voraus, dass das Bodenpolster keine Stauchungen erfährt. Dies wurde anhand der mit den Extensometern gemessenen sehr geringen Stauchungen von 0 m bis 4 m festgestellt. Die Lasten des aufgehenden Gebäudes wurden ebenfalls als schlaife Flächenlasten am oberen Modellrand angesetzt. Die Zusatzbelastung aus der Bodenvolumenverdrängung wurde über die Wichte des verdichteten Schichtpaketes in der Tiefe der Säule mit (90) berücksichtigt.

Die Säulenherstellung wurde entsprechend der Bauausführung mit der bottom-up Methode mit  $h_{\text{St}} = 0,5$  m Injektionsstufenhöhen und einem Injektionsvolumen von  $V_i = 5,5 \text{ m}^3$  je Säule (relatives Injektionsvolumen  $a_s = 12,4\%$ , Säulenradius  $r_{\text{Säule}} = 0,405$  m) simuliert.

#### 6.4.2. Stoffparameter

Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Bergematerials wurde mit Hypoplastizität nach [Kolymbas, 1988] erweitert durch [v. Wolffersdorff, 1996] beschrieben. Die Bestimmung der

hypoplastischen Parameter war bei einem Anteil des Grobkorns mit Korndurchmessern  $d > 63 \text{ mm}$  von tw. über 30 % nur eingeschränkt möglich. Die Festlegung der Parameter  $e_{i0}$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  erfolgte daher lediglich per Abschätzung nach [Herle, 1997].

Zur Bestimmung der fünf weiteren hypoplastischen Parameter sowie der dafür erforderlichen bodenphysikalischen Kennwerte wurden die in Tabelle 23 zusammengestellten Laborversuche durchgeführt.

Tabelle 23: Laborversuche Bergematerial und daraus ermittelte hypoplastische Parameter

Laborversuche	hypoplastische Parameter
Bestimmung der Korngrößenverteilung	-
Bestimmung der Korndichte	-
Bestimmung der Dichte bei lockerster und dichtester Lagerung	$e_c$ $e_d$
Kompressionsversuch	$h_s$ , $n$
Schüttkegelversuch	$\varphi_c$

Die Korngrößenverteilung der Bodenproben wurde nach [DIN18123, 2011] durch Trockensiebung für zwei Bodenproben (Probe 23762 und 23762-V3-vorher) bestimmt. Die Korngrößen  $d > 0,063 \text{ mm}$  wurden vorher aussortiert. Mit einer Bodenprobe wurde nach der Trockensiebung ein Kompressionsversuch durchgeführt und anschließend wieder die Korngrößenverteilung (Probe 23762-V3-nachher) bestimmt. Hiermit wurde das Kornbruchverhalten des Materials bei hoher Belastung untersucht. Wie in der Abbildung 96 erkennbar, ist nach dem Kompressionsversuch mit einer Maximallast von  $3100 \text{ kN/m}^2$  die Korngrößenverteilungskurve in Ihrer gesamten Korngrößenbandbreite durch Kornbrüche geringfügig feiner geworden. Die Korndichte wurde 2mal nach [DIN18124, 2011] an Probe 23762 bestimmt. Es ergaben sich Korndichten von  $\rho_{s,1} = 2,307 \text{ g/cm}^3$  und  $\rho_{s,2} = 2,315 \text{ g/cm}^3$ , i. M.  $\rho_s = 2,311 \text{ g/cm}^3$ .

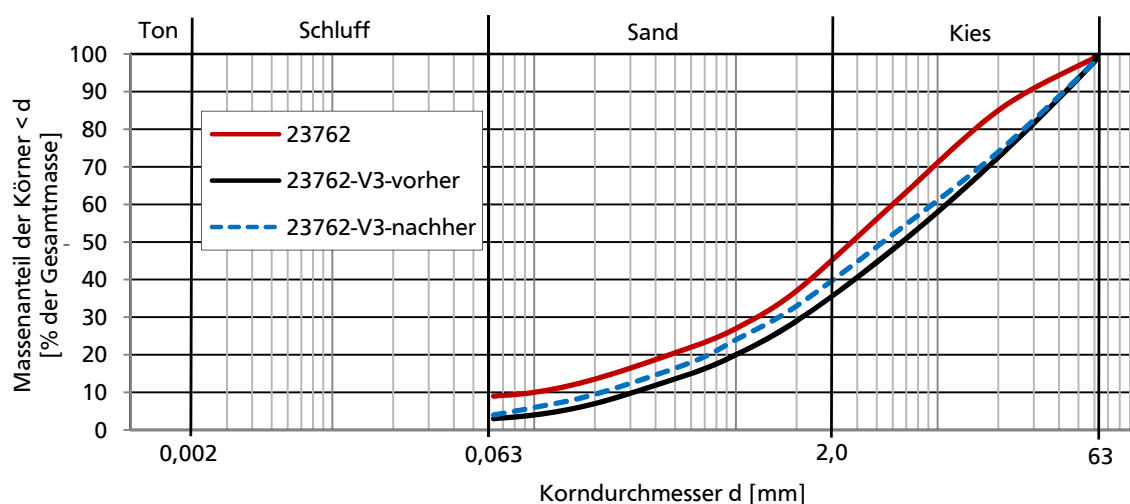


Abbildung 96: Korngrößenverteilungskurven der Bergematerialproben

Die Dichte bei lockerster und dichtester Lagerung der Probe 23762 wurde 2mal nach [DIN18126, 1996] bestimmt. Aufgrund des größten Korndurchmessers wurden große Versuchszylinder  $\varnothing 260 \text{ mm}$  verwendet. Die Dichte bei lockerster Lagerung wurde mit  $e_{\max,1} = 0,694$  und  $e_{\max,2} = 0,702$ , i. M.  $e_{\max} = 0,698$  und die Dichte bei dichtester Lagerung mit  $e_{\min,1} = 0,360$  und  $e_{\min,2} = 0,355$ , i. M.  $e_{\min} = 0,358$  festgestellt.





Abbildung 97: Kornbrüche

Es wurden drei Hochbelastungs-Kompressionsversuche nach [DIN18135, 2012] durchgeführt. Die Einbauporenzahl wurde gemäß [Herle, Mayer, 1999] mit  $e_{ini} \sim e_{max} \sim 0,7$  festgelegt. Die axiale Belastung wurde stufenweise bis zur Endbelastung von  $1 \text{ MN/m}^2$  bis  $3 \text{ MN/m}^2$  aufgebracht. Zusätzlich wurde je eine Ent- und Wiederbelastungsstufen zwischengeschaltet. Abbildung 98 enthält ein Foto des verwendeten Versuchsaufbaus sowie eines Probebehälters mit eingebauter Probe nach Versuchsende.



Abbildung 98: Kompressionsversuchsaufbau und Bergematerial nach Versuchsende (rechts)

Die verwendeten Bodenproben, Durchmesser der Versuchsbehälter und die Belastungsgeschichte der drei Versuche sind in Tabelle 24 zusammengestellt.

Tabelle 24: Kompressionsversuche Bergematerial

Versuch	Bodenprobe	Durchmesser des Zylinders [cm]	Einbauporenzahl $e_{ini}$ [-]	Entlastung bei $\sigma_v$ [kN/m <sup>2</sup> ]	Endbelastung $\sigma_v$ [kN/m <sup>2</sup> ]
1	23762	26	0,694	200	920
2	23762	15	0,721	626,9	2836
3	23762-v3	15	0,645	569,2	3100

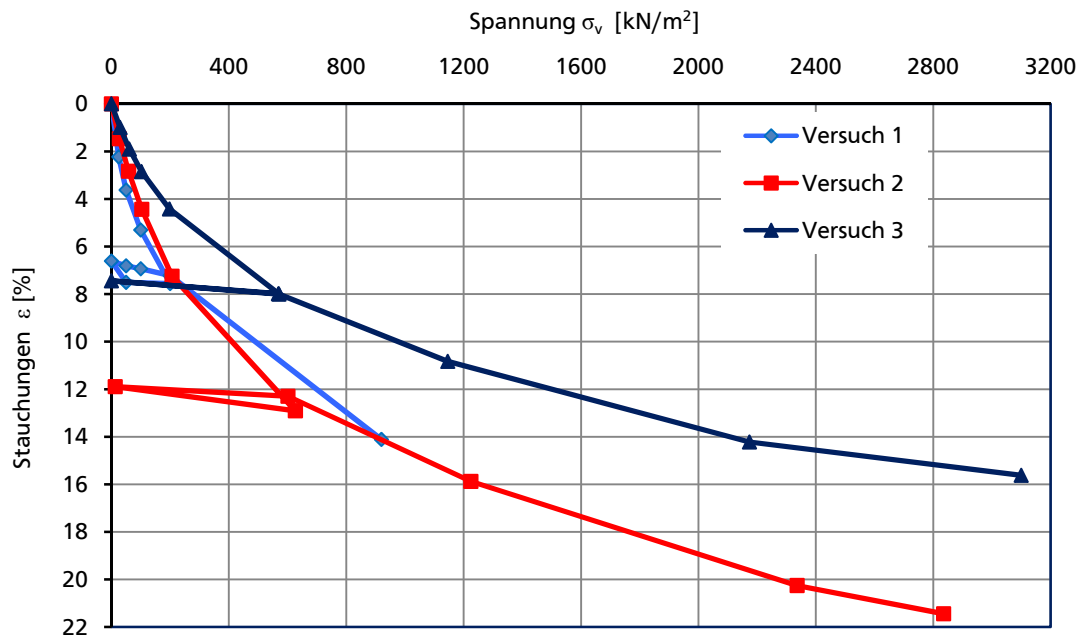


Abbildung 99: Spannungs-Dehnungs-Kurven der Kompressionsversuche

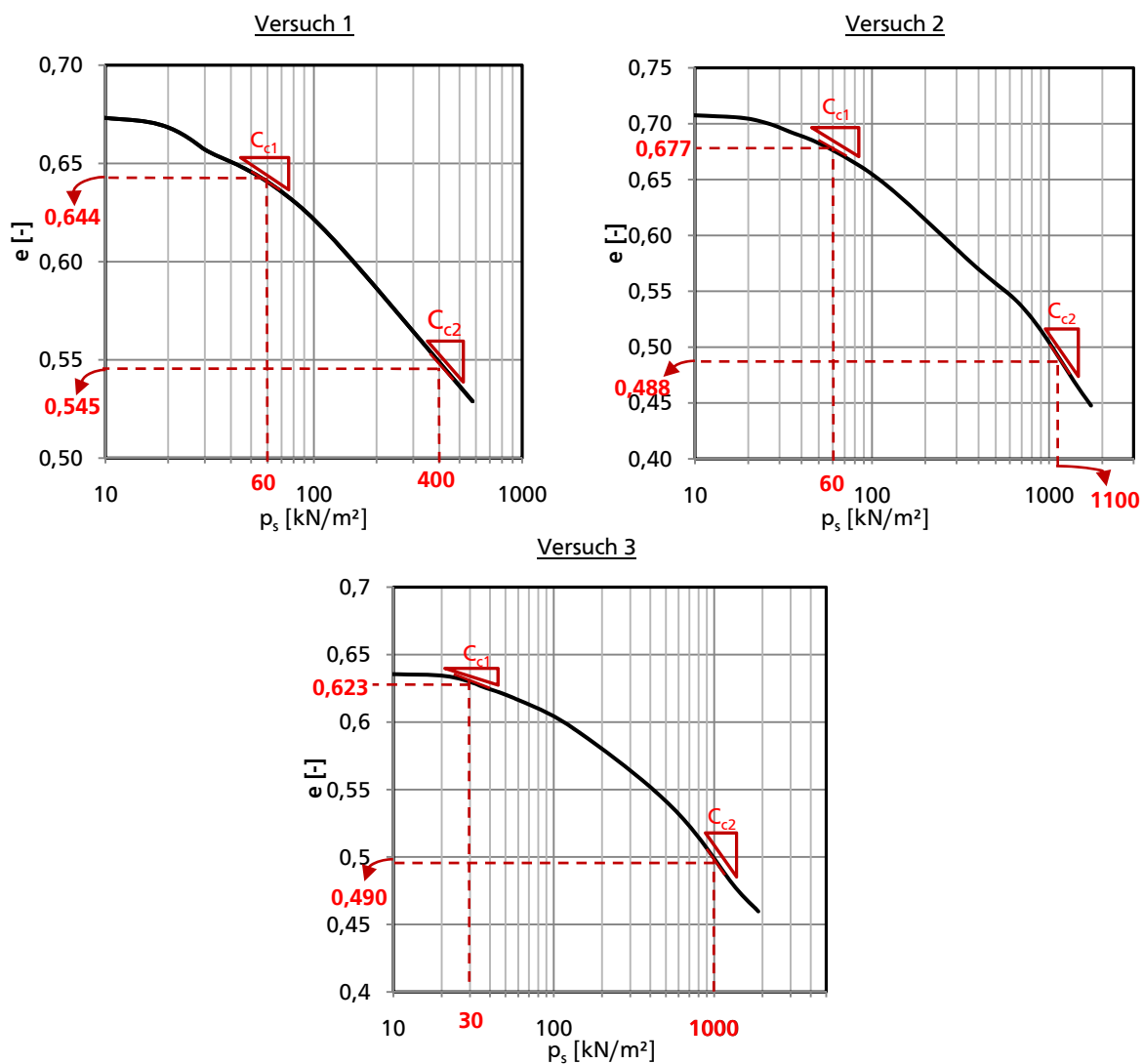


Abbildung 100: Druck-Porenzahl-Kurven der Kompressionsversuche



Das gemessene Last-Setzungs-Verhalten bei den Kompressionsversuchen wurden als Spannungs-Dehnungs- bzw. –Stauchungs-Kurven mit Bezug der Stauchungen auf die Anfangsprobenhöhe (Abbildung 99) und als Druck-Porenzahl-Kurven (Abbildung 100) ausgewertet. Die Auswertung der Druck-Porenzahl-Kurven erfolgte für die Erstbelastungsgeschichte. Die Bestimmung der Kompressionsbeiwerte  $C_c$  zur Auswertung der Granulathärte  $h_s$  und des Exponenten  $n$  erfolgte nach [Herle, Mayer, 1999]. Die in Abbildung 100 abgelesenen Drücke  $p_s$  und zugehörigen Porenzahlen  $e$  sowie die daraus ermittelten hypoplastischen Parameter  $h_s$  und  $n$  sind in Tabelle 25 zusammengestellt.

Tabelle 25: Laborversuche an Bergematerial und daraus ermittelte hypoplastische Parameter

Versuch	$p_{s1}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$p_{s2}$ [kN/m <sup>2</sup> ]	$e_1$ [-]	$e_2$ [-]	$C_{c1}$ [-]	$C_{c2}$ [-]	$n$ [-]	$h_s$ [MN/m <sup>2</sup> ]
1	60	400	0,644	0,545	0,0275	0,0590	0,49	26
2	60	1100	0,677	0,488	0,0372	0,1068	0,48	17
3	30	1000	0,623	0,490	0,0175	0,0729	0,52	32

Bei der Bestimmung des Schüttwinkels wurde ein mit Bergematerial gefüllter Trichter zentrisch auf eine Versuchsfläche gestellt. Danach wurde der Trichter langsam senkrecht nach oben gezogen, wobei der Trichter bis zum Ende des Schüttvorgangs mit der Probe in Berührung blieb (s. Abbildung 101, links). Anschließend wurden die Höhe und Durchmesser des Schüttkegels wie in Abbildung 101, rechts gemessen und damit der Schüttwinkel ermittelt. Es wurden jeweils drei Versuche mit Bergematerial ohne sowie drei Versuche mit aussortierten Grobkornfraktionen  $d > 63$  mm durchgeführt. Die Schüttwinkel der Proben mit aussortiertem Grobkorn lagen bei 31,7° bis 32,3°. Die Schüttwinkel der Proben ohne aussortiertes Grobkorn waren erwartungsgemäß steiler und wurden mit 35,5° bis 36,3° festgestellt.



Abbildung 101: Durchführung Schüttkegelversuche

Zur Bestimmung der Granulathärte  $h_s$  und deren Exponenten  $n$  wurde zusätzlich eine Backanalyse der drei durchgeführten Hochbelastungskompressionsversuche durchgeführt. Mit dem Programm Tochnog 8 [FEAT, 2011] wurden drei rotationssymmetrische Finite Elemente Modelle erstellt und die Versuche auf Grundlage der Theorie großer Verformungen mit der *Updated Lagrange Formulation* nachgerechnet. Die drei Modelle einschließlich Randbedingungen und die berechneten Porenzahlverteilungen sind in Abbildung 102 dargestellt.

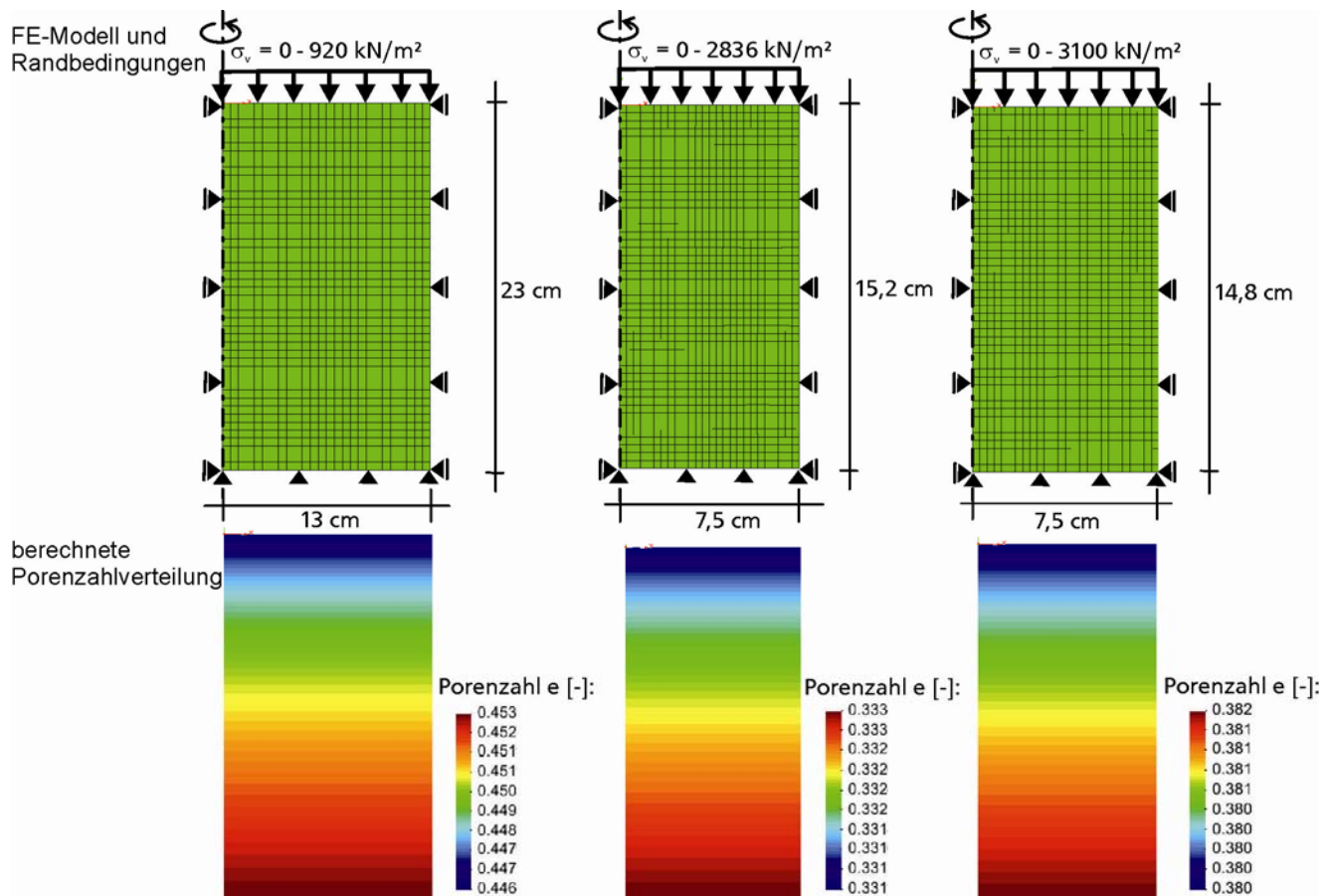


Abbildung 102: Back-Analysis Kompressionsversuche

Die besten Näherungen für die gemessenen Druck-Porenzahl-Kurven (Abbildung 103) wurden mit folgenden Kombinationen aus Granulathärte  $h_s$  und deren Exponenten  $n$  erzielt:

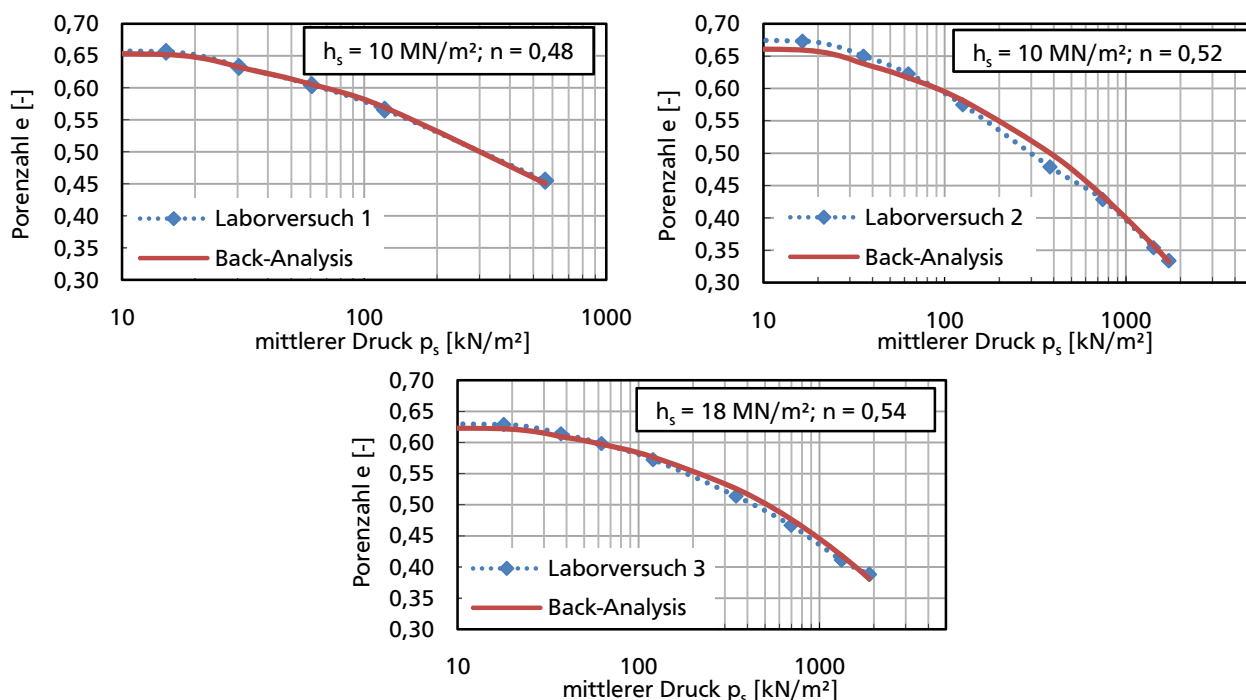


Abbildung 103: Back-Analysis Kompressionsversuche – Druck-Porenzahl-Kurven

Die gemessene und berechnete Spannungs-Stauchungs-Linie mit Ent- und Wiederbelastung ist beispielhaft für Laborversuch 1 in Abbildung 104 gegenübergestellt.

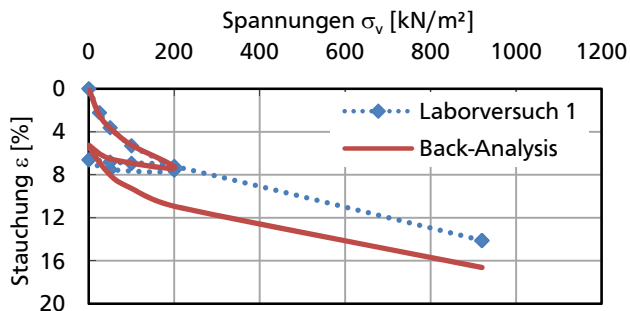


Abbildung 104: Vergleich Messungen und Berechnungen Kompressionsversuche

Beim Laborversuch ist ein Hysteresiseffekt zu erkennen. Grundsätzlich gilt, dass große Lastzyklen Hysteresiseffekte im Deformationsverhalten verursachen und kleine Lastzyklen annähernd elastisches Verhalten aufweisen [Arslan, 1994]. Dieses typische Verhalten kann durch das verwendete hypoplastische Stoffgesetz nicht beschrieben werden. Die rechnerische Steifigkeit der Wiederbelastung entspricht der Erstbelastung. Wie auch andere Phänomene durch vereinfachte Annahmen vernachlässigt werden, z. B. Anisotropie oder Kornbruch beim verwendeten Stoffgesetz, wird hier ebenfalls zugunsten akzeptabler Berechnungsdauern das Spannungs-Deformations-Verhalten bei zyklischer oder dynamischer Belastung vernachlässigt. Solange die Belastung jedoch monoton ist, kann das Last-Setzungs-Verhalten mit ausreichender Genauigkeit nachgerechnet werden. Die Häufigkeit und Intensität der Lastzyklen ist somit bestimmend für den Rechenfehler der sich bei den berechneten vertikalen Verschiebungen infolge des Injektionsvorgangs ergibt.

Anhand der Laborversuchsergebnisse, der Backanalysis und der Abschätzungen nach [Herle, 1997] wurden die hypoplastischen Parameter für das Bergematerial entsprechend Tabelle 26 für die Nachrechnung der Verdichtungsinjektionen für das IKEA Logistikzentrum Dortmund gewählt.

Tabelle 26: Hypoplastische Parameter für das Bergematerial

hypoplastischer Parameter	Wert	Ermittlungsgrundlage
kritischer Reibungswinkel	$\varphi_c$ 36°	Schüttwinkel aus Schüttkegelversuche ohne aussortiertes Grobkorn
Granulathärte [MN/m²]	$h_s$ 18	Kompressionsversuche + Back-Analysis
Exponent der Granulathärte	$n$ 0,51	Kompressionsversuche + Back-Analysis
Porenzahl lockerste isotrope Lagerung	$e_{i0}$ 0,78	nach [Herle, 1997]
Porenzahl im kritischen Zustand	$e_{c0}$ 0,698	$e_{max}$ aus Bestimmung der Dichte bei lockerster Lagerung
Porenzahl bei dichtester Lagerung	$e_{d0}$ 0,358	$e_{min}$ aus Bestimmung der Dichte bei dichtester Lagerung
Exponent	$\alpha$ 0,2	nach [Herle, 1997]
Pyknotropiefaktor / Exponent	$\beta$ 1,0	nach [Herle, 1997]

Das Anfangsporenvolumen des Bergematerials, d. h. das Porenvolumen vor dem Aufbringen der Lasten aus dem Bodenpolster und der Fundamentplatte wurde mit  $e_{ini} = 0,78$  so gewählt, dass nach dem Aufbringen dieser Lasten eine mittlere Porenzahl im Bergematerial von  $e_{mittel} = 0,697$  entsprechend einer sehr lockeren Lagerung berechnet wurde (vgl. S. 105 und S. 114).

Für die quartären Lockergesteine wurde ein elastoplastisches Verhalten mit Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb vorausgesetzt. Entsprechend der Ergebnisse zweier vom Ingenieurbüro CDM Smith Consult GmbH, Bochum durchgeführter Kompressionsversuche wurde für die quartären Lockergesteine ein Steifemodul von  $E_s = 15 \text{ MN/m}^2$  angenommen. Für das Injektionsmittel wurde linear-elastisches Verhalten vorausgesetzt (s. S. 96). Der Elastizitätsmodul des Injektionsmittels nach dem

Abbindevorgang wurde in Anlehnung an die Prüfung der Druckfestigkeit des Injektionsmittels gemäß [DIN(EN)196-1, 2005] im Rahmen der Eigenüberwachung mit  $E_{\text{End}} = 10000 \text{ MN/m}^2$  abgeschätzt.

## 6.5. Finite Elemente Berechnung

Die Modellierung des Verdichtungsinjektionsfeldes wurde mit dem rotationssymmetrischen 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung für die drei relevanten Bauphasen *Erdarbeiten + Herstellung Fundamentplatte*, *Verdichtungsinjektionen* und *Hochbau* nach Abbildung 83 durchgeführt. Es wurde die Ausdehnung einer repräsentativen Verdichtungsinjektionssäule für den Hochregalbereich, d. h. den Bereich maximaler Setzungen (vgl. Abbildung 89) sowie zum Vergleich für die Übergangsbereiche simuliert. Es wurde ein axialsymmetrisches FE-Netz mit 5678 Knoten und 5476 linearen, rechteckigen Elementen mit dem FE-Berechnungsprogramm [FEAT, 2011] verwendet. Das zylindrische Volumen des Modellbereiches entspricht der in Kapitel 6.4.1 (S. 115) ermittelten Ausgangsrasterweite  $a' = 5,7 \text{ m}$ , in welchem sich acht Säulen befinden. Somit wurden  $f_{\text{cal}} = 8$  Berechnungsläufe mit einer Berechnungsdauer von jeweils 49 h bis 98 h durchgeführt. Die Modellparameter sind in Kapitel 6.4 beschrieben. Das Berechnungsmodell ist in Abbildung 105 dargestellt.

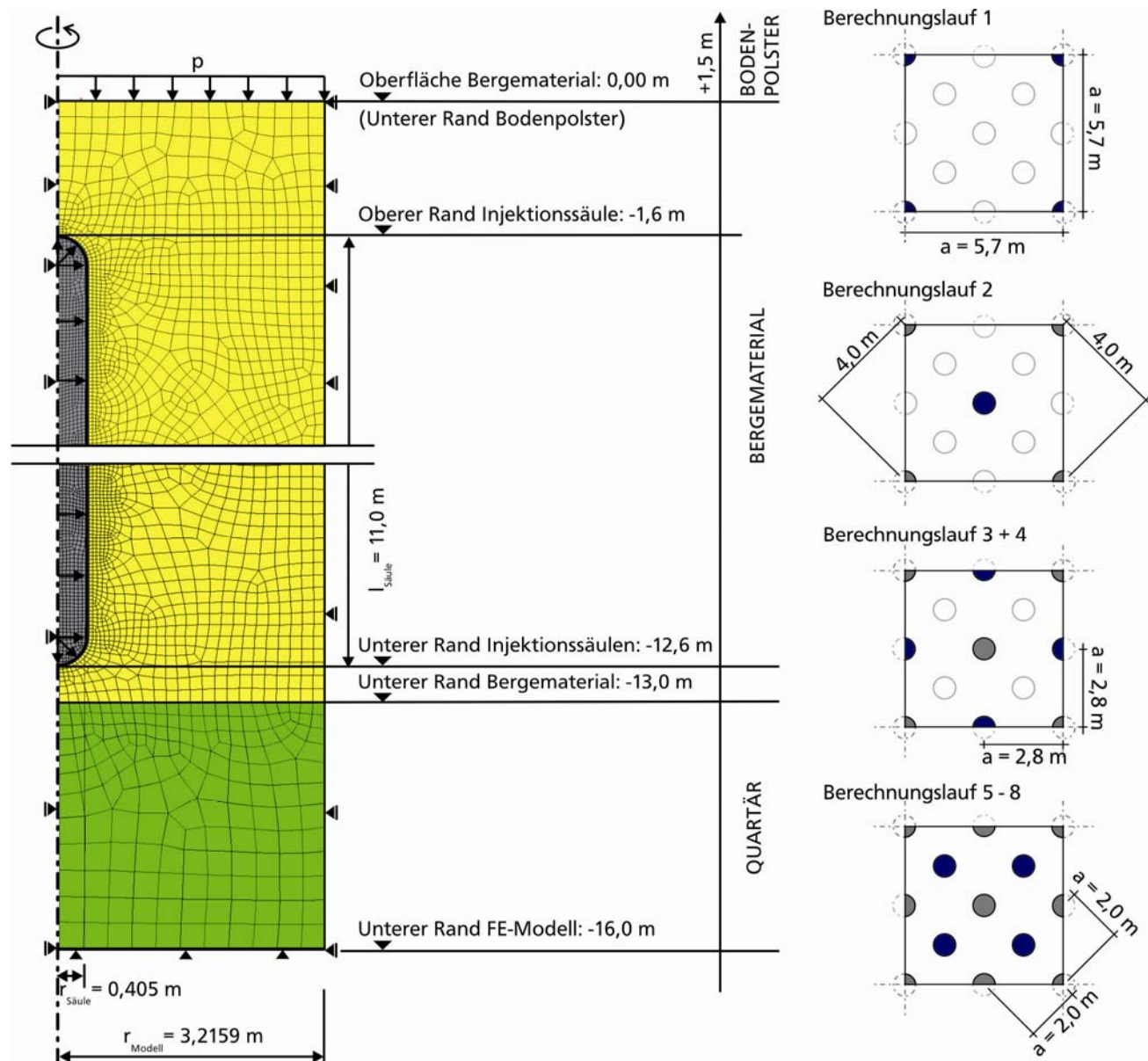


Abbildung 105: Finite Elemente Modell für den Hochregallagerbereich



Mit dem FE-Modell konnten die Endsetzungen der Bauphasen, *Erdarbeiten + Herstellung Fundamentplatte* und *Hochbau* nach Tabelle 22 berechnet werden. Die Endsetzungen aus der Bauphase *Verdichtungsinjektionen* können mit dem Berechnungsmodell nicht abgeschätzt werden (s. hierzu Kapitel 6.4.2, S. 121, Abbildung 104). Da die injektionsbedingten Hebungen an der GOK häufig durch rechnerisch nicht erfassbare lokale Undichtigkeiten z. B. im Ringraum zwischen Injektionslanze und Boden oder sonstigen lokalen Inhomogenitäten entstehen bevor der Grenzdruck erreicht ist, war deren Berechnung kein ausgewiesenes Ziel der Untersuchungen. Die berechneten Setzungsanteile sind in der Tabelle 27 den extrapolierten, gemessenen Setzungen gegenübergestellt.

Tabelle 27: Vergleich der berechneten und gemessenen Setzungsanteile in [cm]

Bauphase	extrapolierte Endsetzungen	berechnete Endsetzungen
Erdarbeiten + Herstellung Fundamentplatte	~ 14	14,6
Hochbau	~ 1,5	2,2

Das Bergematerial im Hochregalbereich wurde im Berechnungsmodell für den Zustand unmittelbar vor der Verdichtungsinjektion als sehr locker gelagert angenommen. Nach der Simulation der Injektion mit einem relativen Injektionsvolumen (s. S. 7) von  $a_{s,end} = 12,4 \%$  ergab sich eine dichte Lagerung von  $D = 0,98$  (s. Abbildung 106). Bei dieser Lagerungsdichte sind Volumenverluste durch Ausbluten des Injektionsmittels nicht berücksichtigt. Diese können unter Berücksichtigung des Bergematerials und der gewählten Injektionsmittelrezeptur bei ca. 10 % des Injektionsvolumens liegen (s. S. 13). Bei einer Annahme von 10 % ergibt sich nach Abbildung 106 eine korrigierte Lagerungsdichte  $D_{kor} = 0,93$ .

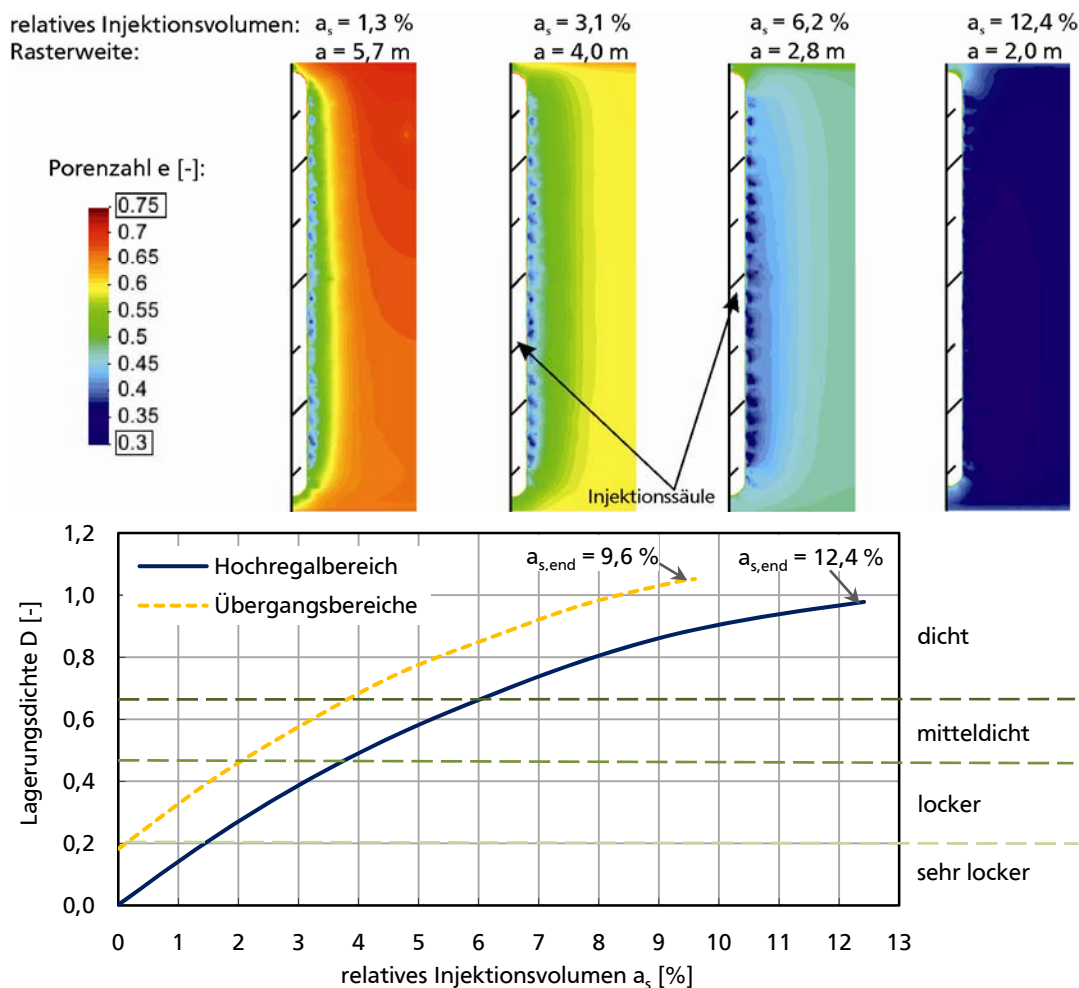


Abbildung 106: Berechnete Lagerungsdichte der verbesserten Schicht

Die Verteilung der Lagerungsdichte nach dem 1., 2., 4. und 8. Berechnungslauf sowie die Entwicklung der mittleren Lagerungsdichte der verbesserten Bodenschicht (zw. 1,6 m und 12,6 m u. UK Fundamentplatte) mit zunehmendem relativem Injektionsvolumen  $a_s$  ist in Abbildung 106 dargestellt. Zum Vergleich sind in Abbildung 106 zusätzlich die Lagerungsdichten für die Übergangsbereiche (Lage: s. Abbildung 89) dargestellt. Hier wurden außer der geschätzten Anfangslagerungsdichte und dem geringeren Injektionsvolumen (Tabelle 21) die gleichen hypoplastischen Parameter und sonstigen Randbedingungen wie für den Hochregalbereich gewählt.

Zur Überprüfung der Wirtschaftlichkeit der eingebrachten Injektionsmengen wurde die Abhängigkeit der Setzungen infolge der Hochbaulasten ( $p = 40 \text{ kN/m}^2$ ) von dem relativen Injektionsvolumen in Abbildung 107 links dargestellt. Hierzu wurden bei allen acht Berechnungsläufen im Anschluss an die Säulenherstellung die Hochbaulasten von  $40 \text{ kN/m}^2$  aufgebracht. Zusätzlich wurde die Verdichtung in unmittelbarer Nähe der Injektionssäule und am Modellrand direkt nach Säulenherstellung miteinander verglichen. Hierzu wurden die berechneten Lagerungsdichte nahe der Injektionssäule und am Modellrand je Berechnungslauf ausgewertet und in Abbildung 107 rechts über das relative Injektionsvolumen aufgetragen.

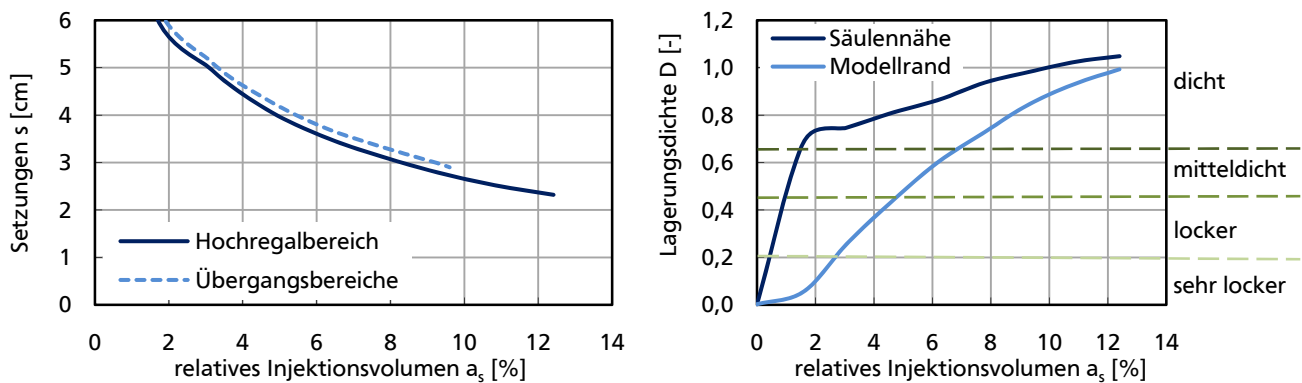


Abbildung 107: Überprüfung der Wirtschaftlichkeit

Bei dem hergestellten relativen Injektionsvolumen von  $a_{s,end} = 12,4 \%$  ist die Differenz der Lagerungsdichte zwischen Säulennähe und Modellrand bei  $\Delta D < 0,1$ , d. h. es ist rechnerisch eine homogene Verdichtungswirkung erzielt worden. Dies wurde in-situ anhand von schweren Rammsondierungen belegt (s. Abbildung 91). Bereits bei  $a_s = 10 \%$  sind über 95 % der gesamten Setzungsreduktion von 12,4 cm (vgl. Tabelle 27) infolge des tatsächlich ausgeführten Injektionsvolumens erreicht (Abbildung 107 links). Auch durch größere Verdichtungsvolumina ist keine wesentliche Verbesserung der Setzungsreduktion zu erwarten. Auch die Setzungsdifferenzen zwischen dem Hochregalbereich und den Übergangsbereichen ist mit  $\Delta s = 7 \text{ mm}$  minimal.

In Abbildung 108 sind die berechneten Injektionsdrücke über die Tiefe dargestellt. Die gepunkteten Verläufe sind die Injektionsdrücke je Berechnungslauf, wobei die kleinsten Werte zu Beginn der Simulation und die größten am Ende der Simulation ermittelt wurden. Der gemittelte Verlauf ist als durchgezogene Kurve dargestellt.

Um die berechneten mit den gemessenen Injektionsdrücken zu vergleichen, wurden die berechneten mittleren Injektionsdrücke in der Kontaktzone Boden-Säule ausgewertet. Als Mittelwert für den Hochregalbereich wurde  $p_{cal} = 1364 \text{ kN/m}^2$  berechnet. Dem steht ein gemessener mittlerer Injektionsdruck an der Lanzenspitze, d. h. nach Abzug der Reibungsverluste in den Leitungen (s. S. 108) von  $p_{mess} = 1980 \text{ kN/m}^2$  gegenüber. Wird gemäß (3) zusätzlich der Druckverlust im Injektionskörper sowie der neutrale Injektionsdruckverlust durch Ausbluten berücksichtigt, kann von der gleichen Größenordnung der gemessenen und berechneten Werte ausgegangen werden. Ein



genauerer Vergleich kann nicht angestellt werden, da hierzu aufwendige Untersuchungen zu den entsprechenden Druckverlustanteilen erforderlich wären.

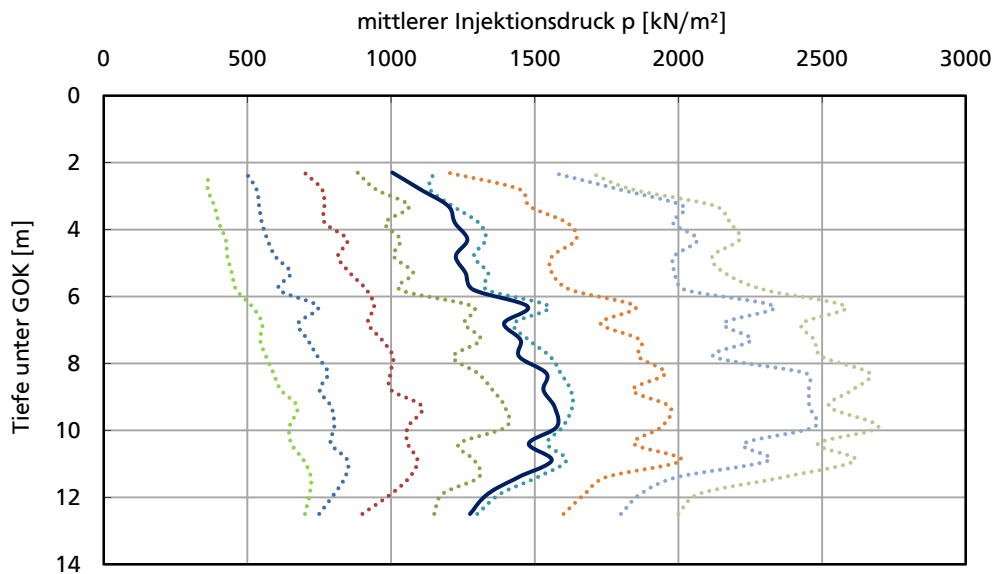


Abbildung 108: Verlauf des berechneten Injektionsdruckes im Hochregalbereich über die Tiefe

Abschließend sind die berechneten Injektionsdrücke in der Kontaktzone Boden-Säule und die gemessenen Injektionsdrücke an der Lanzenspitze für den Hochregal- und die Übergangsbereiche in Tabelle 28 zusammengestellt.

Tabelle 28: Vergleich der mittleren berechneten und gemessenen Injektionsdrücke

Injektionsfeldbereich	berechneter Injektionsdruck $p_{cal}$ [kN/m²]	gemessener Injektionsdruck $p_{mess}$ [kN/m²]	Differenz $\Delta p_{mess-cal}$ [kN/m²]	Differenzanteil $\Delta p_{mess-cal}/p_{cal}$ [%]
Hochregalbereich	1364	1980	616	45,2
Übergangsbereiche	1254	1660	406	32,4

Der Vergleich der Differenzen gemessener und berechneter Drücke für den Hochregalbereich und die Übergangsbereiche ist nachvollziehbar. Da die Injektionsvolumina in den Übergangsbereichen kleiner sind, ist der Druckverlust im Injektionskörper dort geringer einzuschätzen. Ebenso kann bei der größeren Anfangsdichte in den Übergangsbereichen von einer etwas geringeren Durchlässigkeit gegenüber dem Hochregalbereich ausgegangen werden, was tendenziell den neutralen Injektionsdruckverlust (3) durch Ausbluten verringert. Damit ist insgesamt von einem geringeren Druckverlust zwischen der Lanzenspitze und der Kontaktzone Boden-Säule in den Übergangsbereichen auszugehen.

Die kleinsten Injektionsdrücke im ersten Berechnungslauf für den Hochregal- und Übergangsbereich in der Kontaktzone Boden-Säule betragen i. M.  $p_{cal,min} = 546 \text{ kN/m}^2$  (Abbildung 108). Um zu prüfen, ob dieser berechnete Druck über dem in der Ausführung eingehaltenen Mindestbrutto-Enddruck (Pumpdruck) von  $1000 \text{ kN/m}^2$  liegt (s. S. 108), müssen etwa  $300 \text{ kN/m}^2$  bis  $500 \text{ kN/m}^2$  für den Druckverlust in den Leitungen sowie die Druckverluste im Injektionskörper und der Druckverlust durch Ausbluten hinzugezählt werden. Nach Tabelle 28, rechte Spalte kann von einem mittleren Differenzanteil beider Bereiche von rd. 40 % also rd.  $220 \text{ kN/m}^2$  ausgegangen werden. Somit ergibt sich insgesamt ein Differenzbetrag von  $> 520 \text{ kN/m}^2$  und damit ein berechneter Bruttoenddruck von  $> 1066 \text{ kN/m}^2$ . Damit ist auch rechnerisch das Kriterium für den Mindestbrutto-Enddruck eingehalten.

## 7. Numerische Parameterstudie zur Verdichtungswirkung

### 7.1. Modellbeschreibung und Untersuchungsprogramm

Bei den nachfolgenden Untersuchungen zur Verdichtungswirkung wurde der Einflussradius von Injektionssäulen in Abhängigkeit der hypoplastischen Parameter und der Anfangsdichte des Bodens (Kapitel 7.2) bestimmt. Anschließend wurde der Einfluss der Anfangslagerungsdichte und der Initialspannungen auf die Verdichtungswirkung untersucht (Kapitel 7.3). Abschließend wurden baupraktische Einflussmöglichkeiten zur Verdichtungsoptimierung überprüft und diskutiert (Kapitel 7.4). Für die Modellierung der Aufweitung wurde wieder der kontinuumsmechanische Ansatz *Updated with Rotation Euler Formulation* nach Kapitel 4.1.3 verwendet. Die Annahmen für das Injektionsmittel wurden wie bisher getroffen. Die Zusatzbelastung aus der Bodenvolumenverdrängung wurde ebenso wie bisher mit (90) berücksichtigt.

Für die Berechnungen zum Einflussradius einer Verdichtungsinjektionssäule in Kapitel 7.2 genügte das rotationssymmetrische 2D-Modell einer Einzelsäule (keine horizontal sequenzielle Herstellung) mit Aufweitung der Säule über die Gesamtlänge (vgl. Kapitel 5.4). Hier wurden zur Eingrenzung der unterschiedlichen Auswirkungen die Anfangsporenzahl  $e_{ini} = 0,6$  bis  $e_{ini} = 0,8$  sowie die Granulathärte  $h_s = 160 \text{ MN/m}^2$  bis  $h_s = 32000 \text{ MN/m}^2$  und der Exponent  $n = 0,14$  bis  $n = 0,28$  jeweils 5mal variiert. Insgesamt wurden mit dem Berechnungsprogramm Tochnog 8 [FEAT, 2011] 22 Berechnungsvarianten durchgeführt (4359/4215 Knoten/Elemente, Berechnungsdauer je 2 h).

Für die anschließende Parameterstudie (Kapitel 7.3 und 7.4) wurde das in Kapitel 5.4 vorgestellte und in Abbildung 83 dargestellte rotationssymmetrische 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung verwendet. Für jede Variante wurden hier acht Säulenherstellungen (bottom-up, Injektionsstufenhöhe  $h_{st} = 0,5 \text{ m}$ ) eines quadratischen Rasters mit einer Endrasterweite von  $a = 2,0 \text{ m}$  im Schlabendorf-Sand mit Hypoplastizität nach Kapitel 4.2.3 (hypoplastische Parameter in Tabelle 16) simuliert. Somit wurden, beginnend mit der Ausgangsrasterweite  $a' = 5,7 \text{ m}$ ,  $f_{cal} = 8$  Berechnungsläufe je Variante durchgeführt. Die vier Rasterweiten  $a$ , die erforderliche Anzahl der Berechnungsläufe  $f_{cal}$  sowie die relativen Injektionsvolumina  $a_s$  (s. S. 7) sind in Tabelle 29 zusammengestellt.

Tabelle 29: Berechnungsläufe je Variante für Rasterweiten bzw. relative Injektionsvolumina

Rasterweite:	$a \text{ [m]}:$	2,0	2,8	4,0	5,7
relatives Injektionsvolumen:	$a_s \text{ [%]}:$	18,4	9,2	4,6	2,3
Anzahl der Berechnungsläufe:	$f_{cal} \text{ [-]}:$	8	4	2	1

Jede Berechnungsvariante wurde für alle vier Rasterweiten durchgeführt. Als Ausgangsvariante wurde der hypoplastische Parametersatz für Schlabendorf-Sand sowie die folgenden, fett und kursiv gedruckten Eingangswerte verwendet. Davon ausgehend wurde immer nur ein Parameter variiert:

- Anfangsporenzahl:  $e_{ini} = 0,65 / 0,70 / \textbf{0,75} / 0,80$
- Konsolidierungsaufplast  $\sigma_v = \textbf{0 kN/m}^2 / 100 \text{ kN/m}^2$
- Vorverdichtung der 2m dicken Überdeckung über Säulen: **ohne** ( $e_{ini} = \textbf{0,75}$ ) / mit ( $e_{ini} = 0,58$ )
- Säulenradius  $r_{Säule} = 0,42 \text{ m} / \textbf{0,5 m}$

Die vier Anfangsporenzahlen  $e_{ini}$  und daraus folgenden Anfangswichten  $\gamma_{Sand,ini}$  und –lagerungsdichten  $D_{ini}$  des Bodens sind in Tabelle 30 dokumentiert.

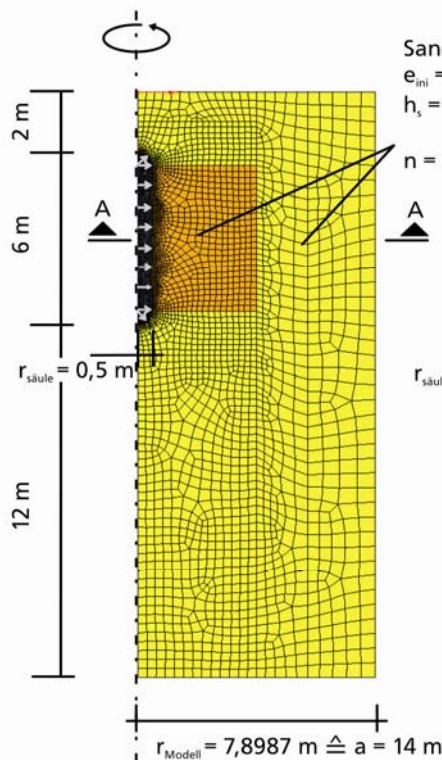
Tabelle 30: Anfangsporenzahl, -wichte und -lagerungsdichte

Anfangsporenzahl:	$e_{ini}$ [-]:	0,65	0,70	0,75	0,80
Anfangswichte:	$\gamma_{sand,ini}$ [kN/m <sup>2</sup> ]:	16,1	15,6	15,1	14,7
Anfangslagerungsdichte:	$D_{ini}$ [-]:	0,43	0,31	0,20	0,10

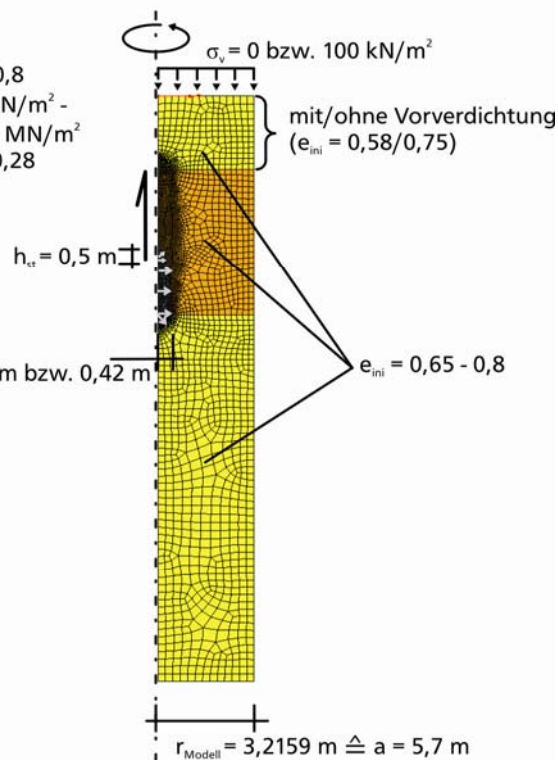
Zur Diskretisierung des Modellgebietes wurde ein FE-Netz mit 3590 Knoten und 3427 linearen, rechteckigen Elementen erstellt. Es wurden sieben Berechnungsvarianten mit je acht Berechnungsläufen, d. h. 56 Berechnungsläufe zu je 20 h bis 30 h Berechnungsdauer durchgeführt.

Zur Veranschaulichung sind in Abbildung 109 die verwendeten FE-Modelle für die Parameterstudie mit Angabe Bandbreiten der variierten Parameter dargestellt. Der Modellradius von rd. 7,9 m für das FE-Modell zu Kapitel 7.2 (Abbildung 109, links) ist genügend groß zum Ausschließen von Randeffekten (s. Kapitel 7.2).

FE-Modelle: ... für Kapitel 7.2



... für Kapitel 7.3 & 7.4





-  Sand mit verdrängungsabhängiger Wichte  $\gamma_{sand}(r)$
-  Sand mit konstanter Wichte  $\gamma_{sand}$

Abbildung 109: Finite Elemente Modelle der Parameterstudie

## 7.2. Einflussradius einer Verdichtungsinjektionssäule

Zunächst wurde der maximale Modellradius  $r_{Modell}$  bestimmt, bis zu welchem noch eine Gruppenwirkung eines Säulenrasters zu erkennen ist (Abbildung 110). In der weiterführenden Untersuchung wurde der Einflussradius  $r_{Einfluss}$  einer einzelnen Injektionssäule ohne Gruppenwirkung in Abhängigkeit zweier hypoplastischer Parameter, der Anfangsdichte des Bodens und der Injektionstiefe untersucht. Bei dieser theoretischen Betrachtung bleibt die Gruppenwirkung mehrerer Säulen

unberücksichtigt. Dazu wurde der Modellradius mit  $r_{\text{Modell}} = 7,9 \text{ m}$  entsprechend eines über den Injektionssäulenradius normierten Radius  $r_{\text{Modell}}/r_{\text{Säule}} = 15,8$  so groß gewählt, dass eine signifikante Gruppenwirkung ausgeschlossen werden konnte (s. Abbildung 110). Darüber hinaus wurde der Einflussradius einer Injektionssäulengruppe untersucht. Um Ergebnisse unabhängig von der Größe des Säulenradius zu erhalten, wurden die berechneten Einflussradien über den Säulenradius  $r_{\text{Säule}}$  normiert.

Als Kriterium für den Einflussradius wurde die berechnete Porenzahlverteilung im horizontalen Schnitt A-A (s. Abbildung 109) in der mittleren Säulentiefe ausgewertet. Hierbei wurde die *Verdichtungsausnutzung*  $I_{\text{nutz}}$  aus der Porenzahlveränderung infolge der Säulenaufweitung bestimmt. Die Verdichtungsausnutzung ist die Verringerung der Porenzahl  $\Delta e$  im Verhältnis zur maximal möglichen Porenzahlverringerung  $e_{\text{ini}} - e_{\text{d}}$ . Hierbei wird von der Näherung nach [Herle, 1997]  $e_{\text{d}} \approx e_{\text{min}}$  (s. S. 80) ausgegangen.

$$I_{\text{nutz}} = \frac{\Delta e}{e_{\text{ini}} - e_{\text{d}}} \quad (93)$$

Bei einem im Anfangszustand locker gelagerten Boden ist die Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}}$  deutlich größer als die Porenzahl bei dichtester Lagerung  $e_{\text{d}}$ . Zum Erreichen der gleichen Verdichtungsausnutzung  $I_{\text{nutz}}$  ist eine größere Verringerung der Porenzahl  $\Delta e$  erforderlich als bei einem im Anfangszustand dicht gelagerten Boden, bei dem die Anfangsporenzahl näher an der Porenzahl bei dichtester Lagerung liegt. Eine vollständige Verdichtungsausnutzung von 100 % bedeutet, dass der Boden von seiner Anfangsdichte auf seine dichteste Lagerung verdichtet worden ist, unabhängig von der Größe seiner Anfangsdichte.

Als Grenzwert für den Einflussradius wurde  $I_{\text{nutz}} = 5 \%$  gewählt, was beim angenommenen Boden einer Vergrößerung der Lagerungsdichte um  $\Delta D \approx 0,05$  entspricht. Eine Vergrößerung um  $\Delta D \approx 0,05$  entspricht nach [DIN4094-3, 2003] bei einem im Anfangszustand locker gelagerten Boden einer Erhöhung der DPH-Schlagzahlen von  $N_{10} \approx 1 - 2$  und kann als bautechnisch relevant eingestuft werden. In Abbildung 110 wurde die am Modellrand berechnete minimale Verdichtungsausnutzung  $I_{\text{nutz,min}}$  im Schnitt A-A über den normierten Modellradius  $r_{\text{Modell}}/r_{\text{Säule}}$  für drei verschiedene Anfangsporenzahlen  $e_{\text{ini}} = 0,7$  bis  $0,8$  dargestellt.

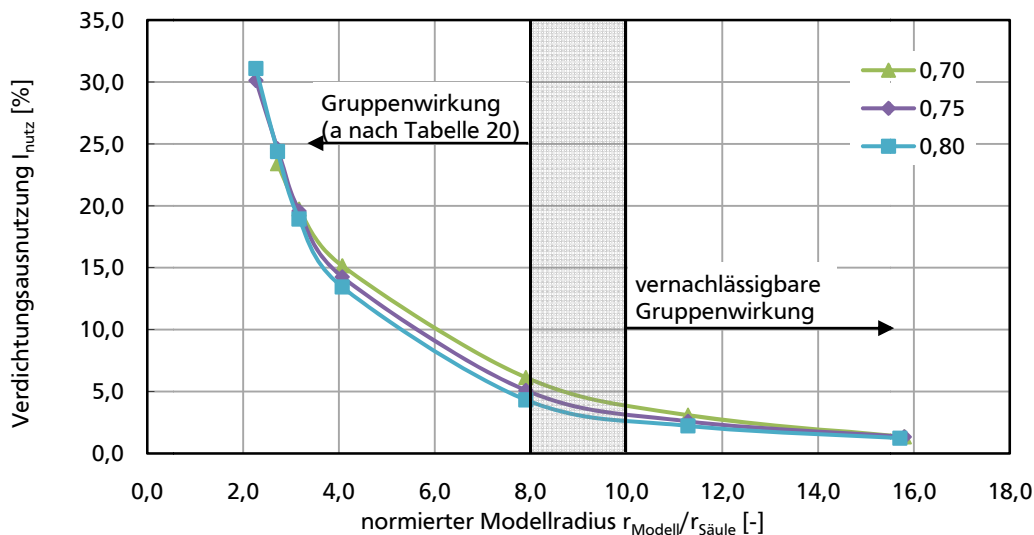


Abbildung 110: Nachweis des ausreichend großen Modellradius für eine einzelne Injektionssäule

Es ist zu erkennen, dass ab Werten  $r_{\text{Modell}}/r_{\text{Säule}} > 10$  entsprechend einem relativen Injektionsvolumen von  $a_s = 1 \%$  unabhängig von der Anfangsporenzahl nicht mehr von einer Gruppenwirkung der Injektionssäulen ausgegangen werden muss. Somit ist der Modellradius von  $r_{\text{Modell}} = 7,9 \text{ m}$  für einzelne Injektionssäulen ausreichend groß.

Bei den Berechnungen der einzelnen Injektionssäulen mit vernachlässigbarer Gruppenwirkung ( $r_{\text{Modell}} = 7,9 \text{ m}$ ) wurde die größte Abhängigkeit des Einflussradius  $r_{\text{Einfluss}}$  von der Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}}$  festgestellt. Die Granulathärte  $h_s$  und deren Exponent  $n$  beeinflussten in geringerem Maße den berechneten Einflussradius. Keinen Einfluss hatte die Injektionstiefe.

In der Abbildung 111 ist die Verteilung der über den Anfangsspannungszustand normierten radialen Spannung in Abhängigkeit des radialen Abstands zur Injektionsmitte, normiert über den Radius der Injektionssäule, dargestellt. Das Spannungsniveau nimmt mit zunehmendem Abstand zur Injektion überproportional ab. Die durch die Verdichtungsinjektion verursachten Spannungen sind größer, je größer die Lagerungsdichte bzw. je kleiner die Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}}$  vor Beginn ist. Auch bei Entfernungen, die den 10fachen Säulenradius überschreiten, ist das Spannungsniveau je nach Anfangsporenzahl 1,3fach bis 1,7fach so hoch wie die Initialspannungen. Ob diese Spannungssteigerung eine bautechnisch relevante Verdichtung hervorruft, kann besser über die Auswertung der Porenzahl in Schnitt A-A abgeschätzt werden.

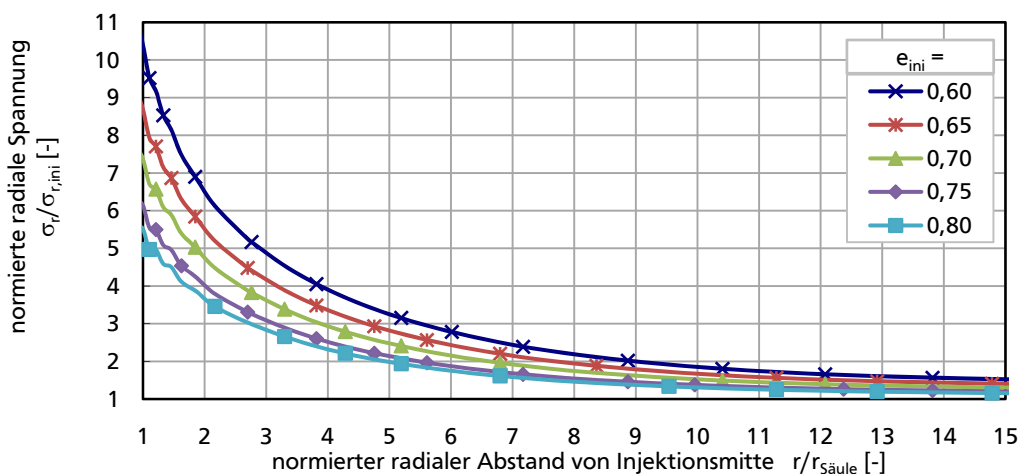


Abbildung 111: Verteilung der radialen Spannung  $\sigma_r$  in Abhängigkeit der Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}}$

Um den Einflussradius der Injektionssäule besser abschätzen zu können, wurde daher in Abbildung 112 der normierte Porenzahlwert der Verdichtungsausnutzung  $I_{\text{nutz}}$  (93) in Schnitt A-A bestimmt. Die Einflussradien wurden über den bautechnisch relevanten Grenzwert  $I_{\text{nutz}} \geq 5 \%$  bestimmt (s. o.). Je nach Anfangsporenzahl ergibt sich für anfangs sehr locker gelagerte Böden der 5,4fache und für mitteldicht gelagerte Böden der 9,2fachen Säulenradius. In Labor- und Felduntersuchungen nach [Liao et al., 2006] und [Wong et al., 1996] wurde ein etwa 6- bis 7facher Einflussradius ermittelt.

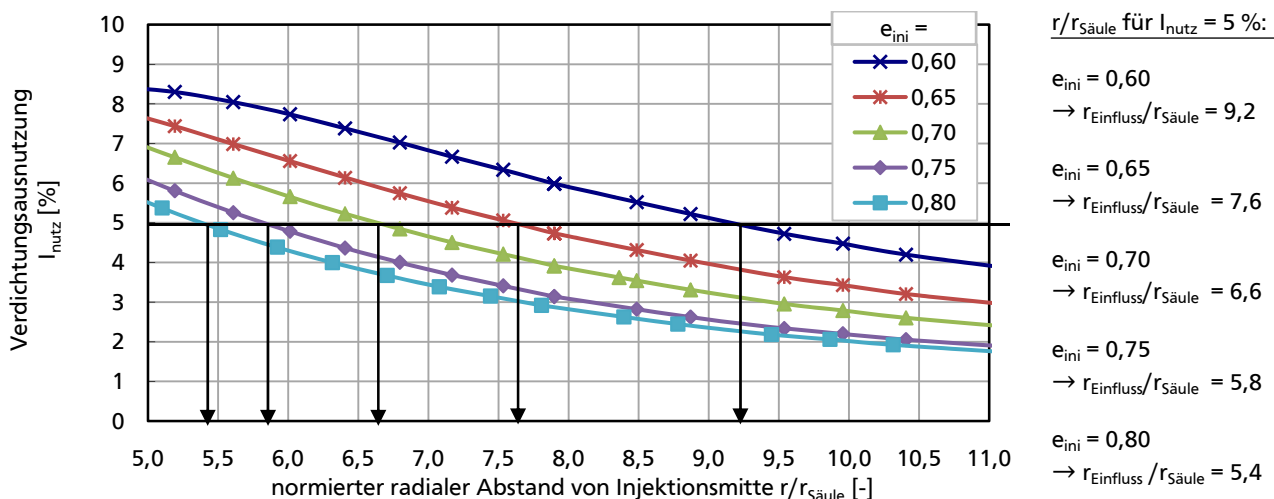


Abbildung 112: Normierter Einflussradius  $r_{\text{Einfluss}}/r_{\text{Säule}}$  je nach Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}}$

Der in Abbildung 112 ermittelte normierte Einflussradius  $r_{\text{Einfluss}}/r_{\text{Säule}}$  lässt sich über der Anfangsporenzahl  $e_{\text{ini}}$  darstellen. Um dieses Ergebnis unabhängig von der lockersten und dichtesten Lagerung des Bodens, d. h. von den hypoplastischen Parametern  $e_c$  und  $e_d$  darzustellen wird der Begriff der *in-situ Verdichtbarkeit*  $I_v$  eingeführt. Hierbei lässt sich die maximal mögliche Verdichtung eines Bodens durch die maximal mögliche Reduzierung seiner Porenzahl  $e_{\text{ini}} - e_d$  quantifizieren. Wird dieser Wert über die maximale Porenzahlbandbreite des Bodens  $e_c - e_d$  normiert, ergibt sich die in-situ Verdichtbarkeit.

$$I_v = \frac{e_{\text{ini}} - e_d}{e_c - e_d} = 1 - D_r \quad (94)$$

Wie in (94) zu erkennen ist, lässt sich die in-situ Verdichtbarkeit aus der bezogenen Lagerungsdichte  $D_r$  ableiten. Bei einer in-situ Verdichtbarkeit von  $I_v = 1$  liegt der Boden in einer Lagerungsdichte in-situ vor, in der sein maximal mögliches Verdichtungspotenzial ausgeschöpft werden kann unabhängig von dem Bereich möglicher Porenzahlen.

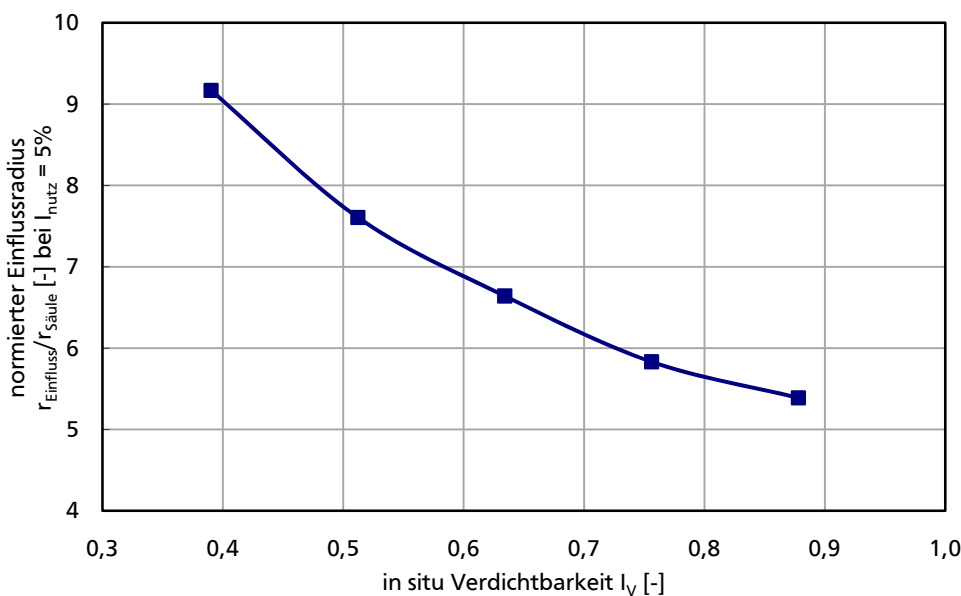


Abbildung 113: Normierter Einflussradius  $r_{\text{Einfluss}}/r_{\text{Säule}}$  in Abhängigkeit der in-situ Verdichtbarkeit  $I_v$

Der Verlauf in Abbildung 113 zeigt, dass mit zunehmender Verdichtbarkeit eines Bodens der Einflussradius einer Injektionssäule abnimmt. Dieses Ergebnis ist plausibel, da bei einer lockeren Lagerung des Bodens vor Injektionsbeginn der Porenraum in geringerer Entfernung um die Injektionssäule herum ausreicht, um die Kornumlagerungen infolge des expandierenden Injektionsvolumens aufzunehmen. Der Einflussradius eines Bodens mit sehr lockerer Anfangslagerung ( $I_v = 0,88$ ) im Vergleich zu einem Boden mit mitteldichter Anfangslagerung ( $I_v = 0,39$ ) kann sich nahezu verdoppeln.

Entsprechend der Auswertung nach Abbildung 113 wurde die Abhängigkeit des Einflussradius von den hypoplastischen Parametern Granulathärte  $h_s$  und deren Exponent  $n$  ermittelt. Diese beiden Parameter haben in der Sensitivitätsanalyse in Kapitel 5.2.3 bzw. Abbildung 72 den deutlichsten Einfluss auf die Ergebnisse und sind für die Form der Kompressionskurve (s. Abbildung 60) verantwortlich. Die Variation von  $h_s$  und  $n$  wurde über die übliche Bandbreite für Sand und Kies durchgeführt (vgl. Tabelle 16). Die minimalen Werte für die Granulathärte und deren Exponenten ergaben sich aus der Berechnung des Initialspannungszustandes. Die Werte wurden nur so klein gewählt, dass es im Bereich der Injektionssäule nicht zu Porenzahlverringerungen infolge des Bodeneigengewichtes kam.

Die Ergebnisse in Abbildung 114 zeigen einen geringeren Einfluss der hypoplastischen Parameter  $h_s$  und  $n$  auf den Einflussradius einer Verdichtungssäule im Vergleich zur Anfangsporenzahl. Während



der Einflussradius durch die Variation der Anfangsporenzahl  $e_{ini}$  zwischen  $r_{Einfluss}/r_{Säule} \sim 5 - 9$  schwankt, ergab die Variation von  $h_s$  und  $n$  normierte Einflussradien zwischen  $r_{Einfluss}/r_{Säule} \sim 4 - 6$ .

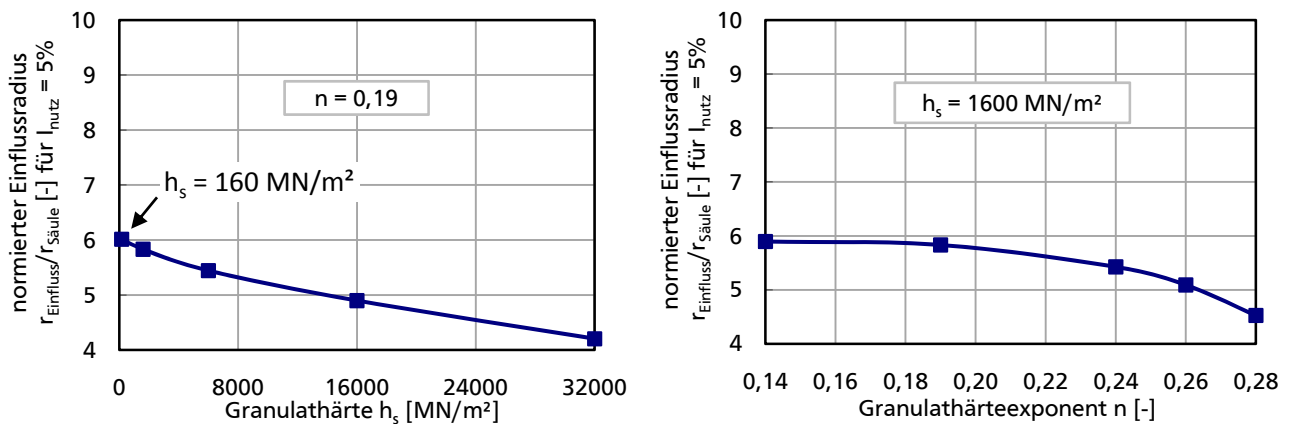


Abbildung 114: Normierter Einflussradius  $r_{Einfluss}/r_{Säule}$  in Abhängigkeit der Granulathärte

Wird nicht nur eine einzelne Injektionssäule sondern ein Injektionssäulenraster hergestellt, stellt sich die Frage, wie sich der Einflussradius infolge der Gruppenwirkung der Injektionssäulen verändert. Mit anderen Worten, wie groß darf die Rasterweite maximal sein, um mindestens eine Verdichtungsausnutzung von  $I_{nutz} \geq 5\%$  zu erreichen. Hierfür wurden drei verschiedene Anfangsporenzahlen  $e_{ini} = 0,7 - 0,8$  angenommen. Für jede Anfangsporenzahl wurden drei verschiedene Rasterweiten zwischen  $a = 3,6$  und  $a = 10,0$  m vorausgesetzt. Beispielhaft für eine Anfangsporenzahl von  $e_{ini} = 0,75$  ist  $I_{nutz}$  über dem normierten Abstand von der Injektionsmitte im Schnitt A-A für drei verschiedene Rasterweiten  $a = 3,6 \text{ m} / 7,0 \text{ m} / 10,0 \text{ m}$  aufgetragen.

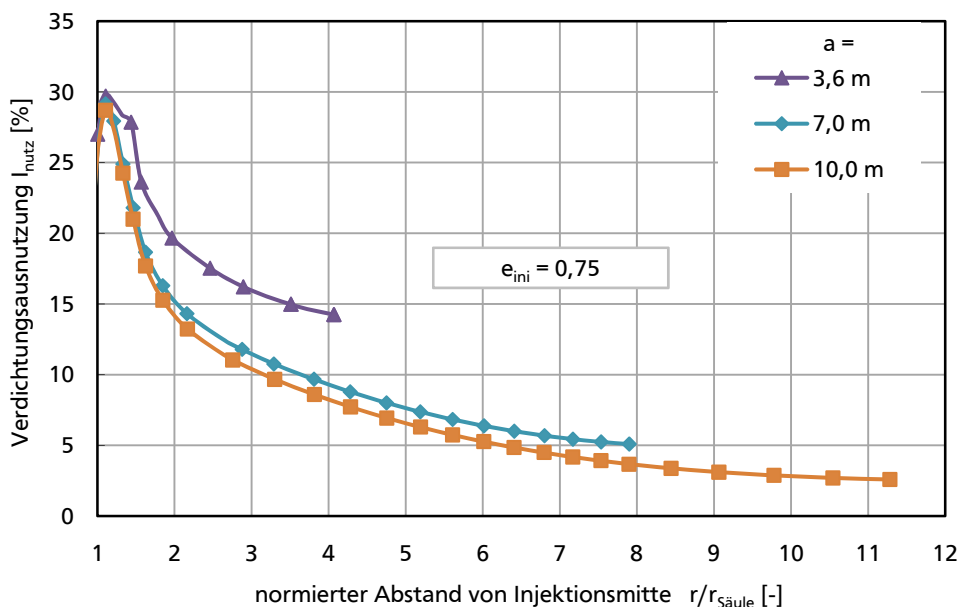


Abbildung 115: Verdichtungsausnutzung  $I_{nutz}$  je nach Rasterweite  $a$

Wie erwartet ist die Verdichtungsausnutzung in der Nähe der Injektionssäule maximal und nimmt dann annähernd asymptotisch auf einen Minimalwert am Modellrand ab. Diese minimale Verdichtungsausnutzung nimmt mit größer werdender Rasterweite ab, bis das Kriterium des Einflussradius  $I_{nutz,min} \geq 5\%$  nicht mehr eingehalten wird.

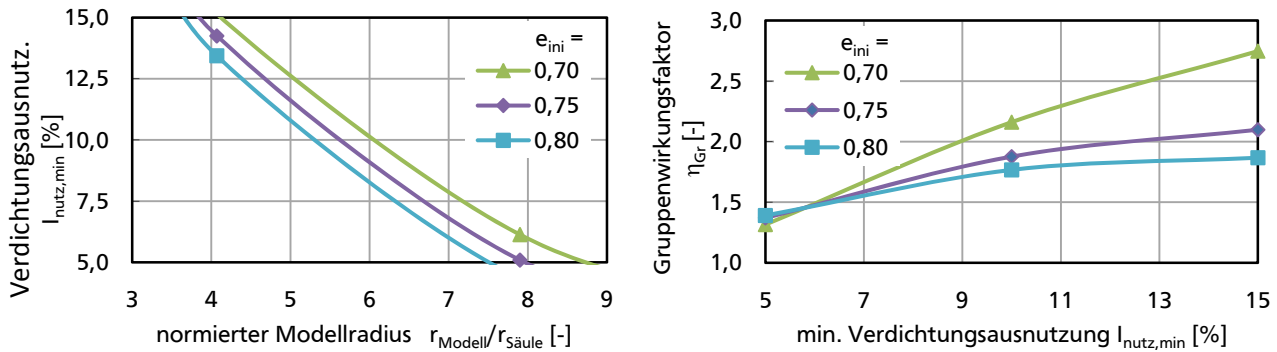


Abbildung 116: Vergleich Einflussradius von Einzelinjektionssäulen und Injektionssäulenrastern

Aus Abbildung 116 links kann der Einflussradius auf der x-Achse für  $I_{\text{nutz,min}} = 5 \%$  für drei Anfangsporenzahlen  $e_{\text{ini}} = 0,7$  bis  $0,8$  bestimmt werden.

Mit der weiteren Auswertung der Berechnungsergebnisse wird nachfolgend der Einflussradius einer Einzelinjektion mit der eines Injektionssäulenrasters verglichen werden. Der Quotient aus dem Einflussradius eines Injektionssäulenrasters und einer einzelnen Injektion bei ansonsten gleich gesetzten Eingangsparametern ergibt den Gruppenwirkungs-faktor  $\eta_{\text{Gr}}$ .

$$\eta_{\text{Gr}} = \frac{r_{\text{Einfluss,Raster}}}{r_{\text{Einfluss,Einzel}}} \quad (95)$$

Der Einflussradius einer Säule innerhalb eines Injektionssäulenrasters z. B. bei einer Anfangsporenzahl von  $e_{\text{ini}} = 0,7$  beträgt normiert über den Säulenradius  $r_{\text{Einfluss,Raster}}/r_{\text{Säule}} = 8,7$  (s. Abbildung 116, links). Der Einflussradius einer Einzelsäule bei gleicher Anfangsporenzahl ist nach Abbildung 112  $r_{\text{Einfluss,Einzel}}/r_{\text{Säule}} = 6,6$ . Daraus ergibt sich ein Gruppenwirkungs-faktor von  $\eta_{\text{Gr}} = 1,32$ . Da die Definition des Einflussradius über das Kriterium  $I_{\text{nutz}} \geq 5 \%$  (s. S. 128) frei gewählt wurde, kann der Gruppenwirkungs-faktor entsprechend für beliebig wählbare minimale Verdichtungs-aus-nutzungen ermittelt werden. Auf der rechten Seite in Abbildung 116 ist die daraus resultierende Abhängigkeit des Gruppenwirkungs-faktors von der gewählten minimalen Verdichtungs-aus-nutz für die Anfangsporenzahlen  $e_{\text{ini}} = 0,7$  bis  $0,8$  dargestellt. Während bei dem anfangs gewählten Kriterium  $I_{\text{nutz,min}} = 5 \%$  der Gruppenwirkungs-faktor noch unabhängig von der Anfangsporenzahl  $\eta_{\text{Gr}} \sim 1,3$  bis  $1,4$  beträgt, gilt für  $I_{\text{nutz,min}} > 5 \%$  je größer die Anfangsporenzahl, desto kleiner der Gruppenwirkungs-faktor. Wird der Einflussradius innerhalb einer Bandbreite von  $I_{\text{nutz,min}} = 5 \% - 15 \%$  definiert so liegt der Gruppenwirkungs-faktor zwischen  $\eta_{\text{Gr}} = 1,3$  und  $2,8$ .

### 7.3. Verdichtungswirkung in Abhängigkeit des Anfangszustandes

Um den Einfluss des Anfangszustandes eines Bodens auf die Verdichtungswirkung zu untersuchen, wurden die Anfangslagerungsdichte  $D_{\text{ini}}$  und die Konsolidationsauflast  $\sigma_v$  variiert und in Abhängigkeit des relativen Injektionsvolumens  $a_s$  ausgewertet. Zur Quantifizierung der Verdichtung nach abgeschlossener Verdichtungs-injektion wurde die mittlere Lagerungsdichte über die gesamte Modellbreite sowie in Säulennähe und am lateralen Modellrand jeweils für den Tiefenbereich der zu verbessernden Schicht von  $2,0 \text{ m u. GOK}$  bis  $8,0 \text{ m u. GOK}$  ermittelt. Zusätzlich wurde der in der Kontaktzone Boden-Säule wirkende Injektionsenddruck, d. h. der Injektionsdruck bei maximaler Aufweitung, je Injektionsstufe bestimmt und über die Gesamtlänge der Injektionssäule gemittelt.

Der Sand wurde ausgehend von allen vier Anfangslagerungsdichten ( $D_{\text{ini}} = 0,1 \rightarrow$  sehr locker bis  $D_{\text{ini}} = 0,43 \rightarrow$  mitteldicht) mit einem relativen Injektionsvolumen von  $a_s = 4 \%$  bis  $10 \%$  zu einem dicht gelagerten Sand verbessert. Je größer  $D_{\text{ini}}$  ist, desto weniger Injektionsvolumen ist erforderlich, um eine dichte Lagerung für die zu verbessernde Schicht zu erzielen. Ebenfalls deutlich variieren die berechneten mittleren Injektionsdrücke je nach Anfangsporenzahl. Die größten Injektionsdrücke ergeben sich bei der größten Anfangslagerungsdichte. Die Druckdifferenz zwischen den

Berechnungsvarianten verläuft nahezu konstant über das relative Injektionsvolumen. Zwischen der kleinsten und größten Anfangslagerungsdichte ergibt sich ein Wert von  $\Delta p \approx 400 \text{ kN/m}^2$  bei maximalen Injektionsdrücken von  $p = 1050 \text{ kN/m}^2$  bis  $1367 \text{ kN/m}^2$ . Die mittlere Lagerungsdichte der zu verbessernden Schicht sowie die Injektionsdrücke in Abhängigkeit des relativen Injektionsvolumens sind für die Anfangslagerungsdichten  $D_{\text{ini}} = 0,10 / 0,20 / 0,31 / 0,43$  in Abbildung 117 dargestellt.

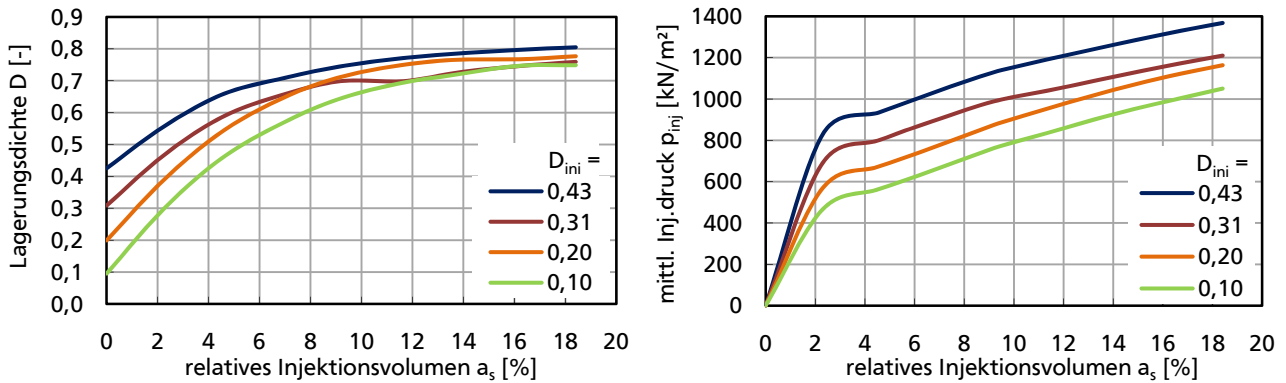


Abbildung 117: Einfluss der Anfangslagerungsdichte auf Verdichtung und Injektionsdruck

Zur Bestimmung des relativen Injektionsvolumens, ab welchem eine homogene Verdichtung über die gesamte Modellbreite erreicht ist, wurden die mittlere Lagerungsdichte in Säulennähe (dunkelblau) und am lateralen Modellrand (hellblau) in einem Diagramm über  $a_s$  aufgetragen (Abbildung 118).

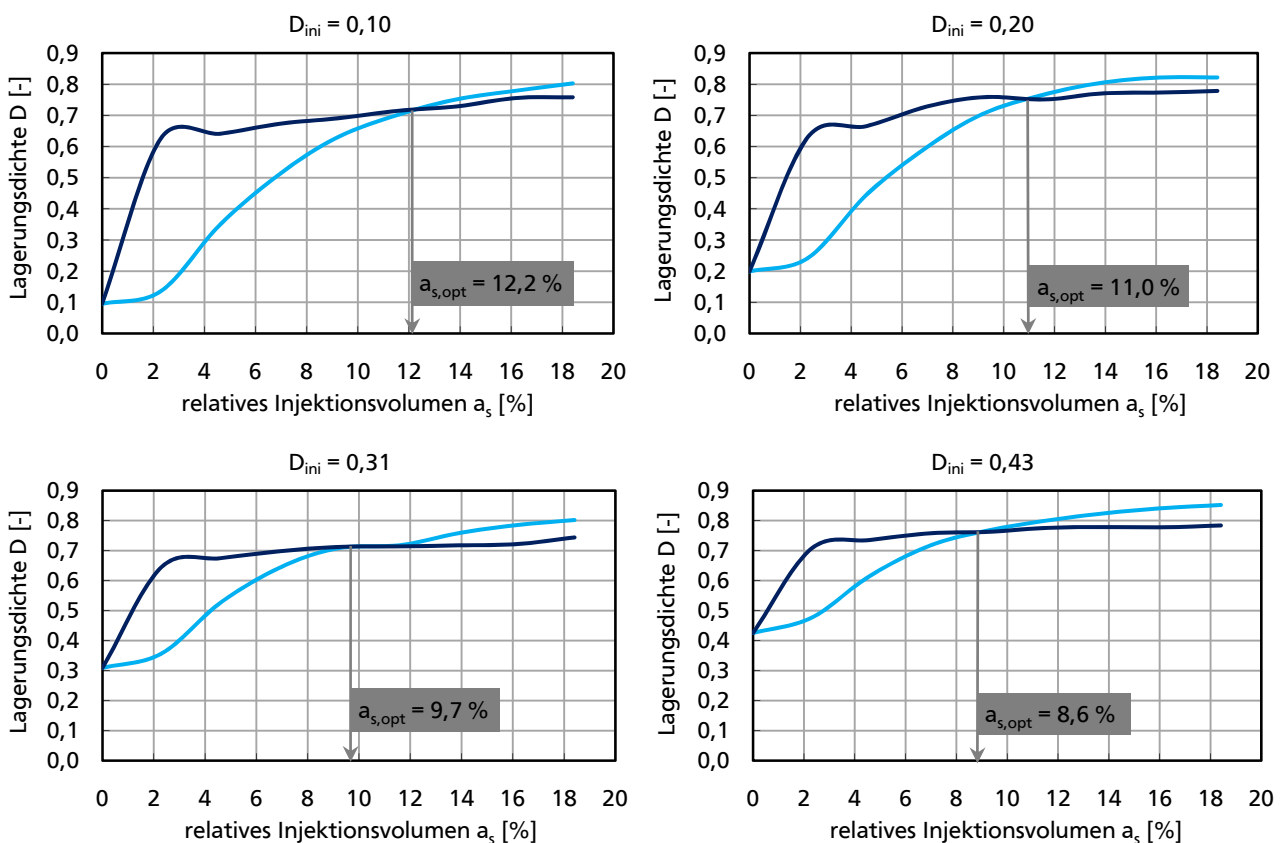


Abbildung 118: Bandbreite der berechneten Lagerungsdichte je Anfangslagerungsdichte

Eine homogene Verdichtung ist erreicht, wenn beide Verläufe sich schneiden. Das zugehörige relative Injektionsvolumen kann als optimales relatives Injektionsvolumen  $a_{s,\text{opt}}$  bezeichnet werden, denn eine

wesentliche weitere Verdichtung darüber hinaus wird in allen vier Fällen nicht erreicht. Je größer die Anfangsporenzahl  $D_{ini}$  ist, desto kleiner ist das optimale relative Injektionsvolumen  $a_{s,opt}$ .

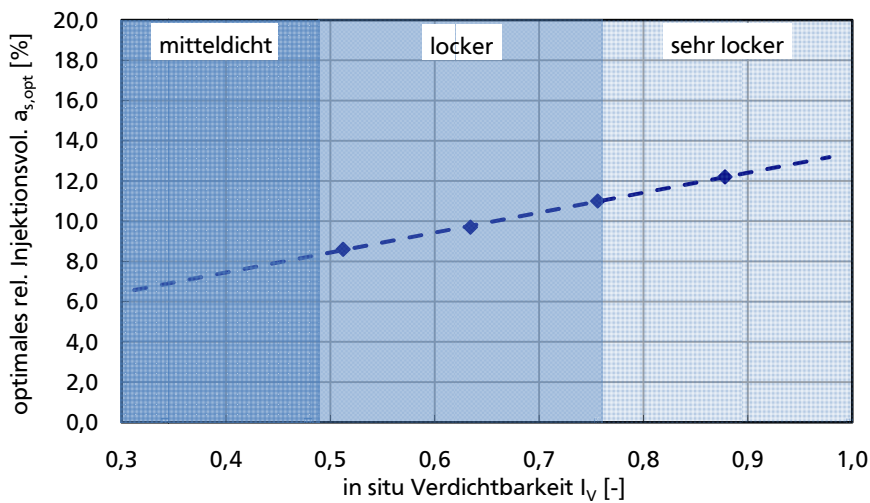


Abbildung 119: Optimales relatives Injektionsvolumen je nach in-situ Verdichtbarkeit des Bodens

In Abbildung 119 wird die Anfangslagerungsbedingung über der in-situ Verdichtbarkeit des Bodens nach (94) angegeben. Dabei zeigt sich ein linearer Zusammenhang zwischen den optimalen Injektionsmengen und den Anfangslagerungsbedingungen eines Bodens. Mit dem Diagramm in Abbildung 119 ist es nun möglich, die optimale Injektionsmenge in Abhängigkeit der Anfangslagerungsdichte für Schlabendorf-Sand oder vergleichbaren Böden abzuschätzen.

Zur Bestimmung der Verbesserung wurde eine schlaffe Oberflächenlast von  $100 \text{ kN/m}^2$  im Anschluss an jede Säulenherstellung aufgebracht. Das Verhältnis der Setzung des unverbesserten zu den Setzungen des verbesserten Bodens ergibt den Verbesserungsfaktor (s. S. 28), der in Abbildung 120 über dem relativen Injektionsvolumen aufgetragen ist.

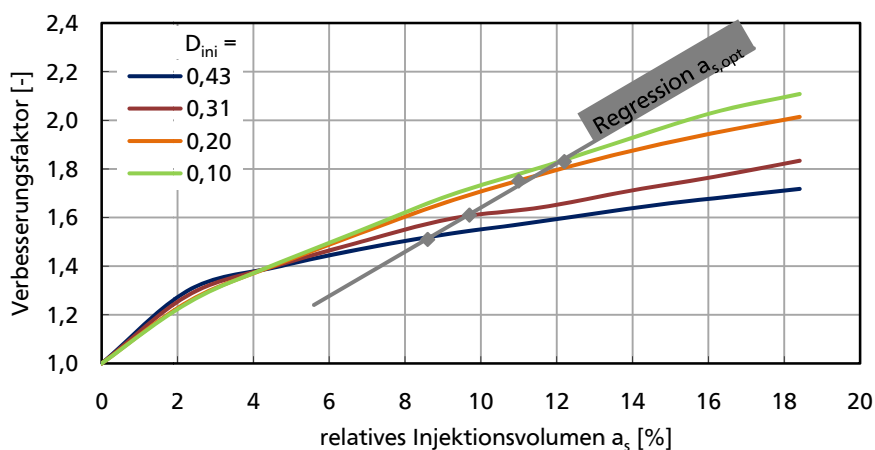


Abbildung 120: Verbesserung in Abhängigkeit der Anfangslagerungsdichte

Die größten Verbesserungen bzw. Verbesserungsfaktoren ergeben sich wie erwartet für den Boden mit der geringsten Anfangslagerungsdichte. Der erzielbare Verbesserungsfaktor ist für weniger tragfähige Böden größer. In Abbildung 120 ist zusätzlich eine Regressionsgerade durch die Punkte der in Abbildung 118 ermittelten optimalen relativen Injektionsvolumina  $a_{s,opt}$  gelegt. Diese Regression zeigt den mit  $a_{s,opt}$  erzielbaren Verbesserungsfaktor für verschiedene Anfangslagerungsdichten an. Stellt man diesen Verbesserungsfaktor über der in-situ Verdichtbarkeit des Bodens dar, so kann man die erzielbare Setzungsreduktion für eine bestimmte Anfangslagerungsdichte ableiten (Abbildung 121).

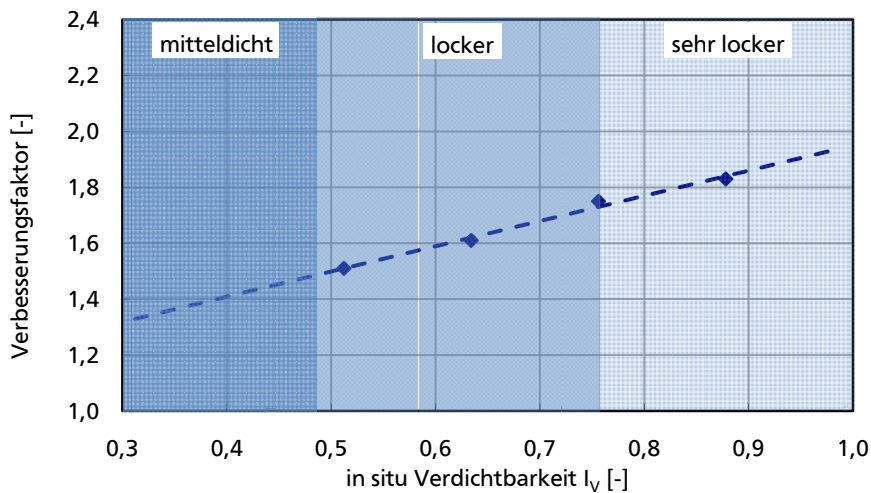


Abbildung 121: Mit dem optimalen relativen Injektionsvolumen erzielbare Verbesserung

Zur Simulation von Gebäudelasten oder größeren Überdeckungslasten vor der Ausführung der Injektionen wurde bei einer Berechnungsvariante zu Beginn eine schlaife Konsolidierungsauflast von  $\sigma_v = 100 \text{ kN/m}^2$  am oberen Rand des FE-Modells aufgebracht.

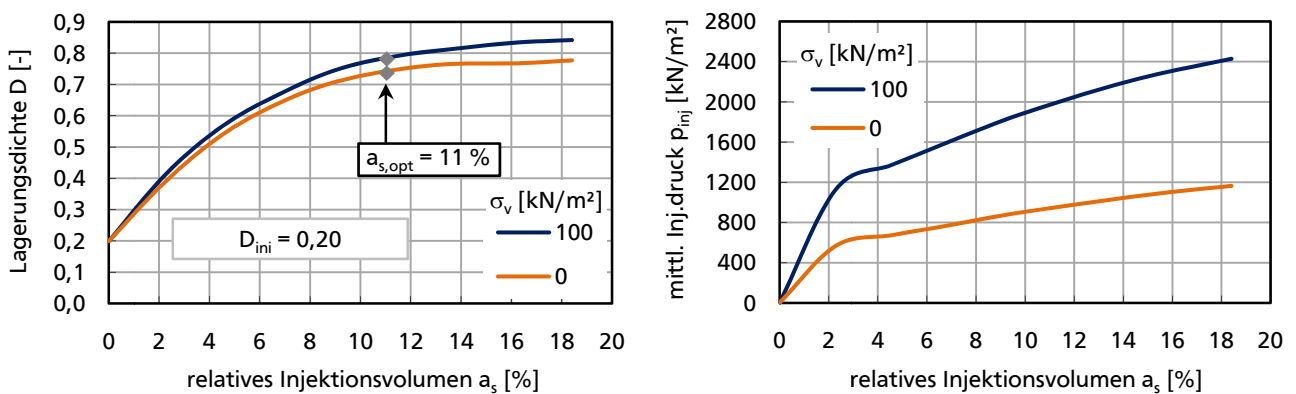


Abbildung 122: Einfluss der Initialspannungen auf Verdichtung und Injektionsdruck

Die Auflast bewirkte eine etwas größere Verdichtung bei gleichem relativem Injektionsvolumen. Das Injektionsdruckniveau war erwartungsgemäß größer und nahm stärker zu als bei der Vergleichsvariante ohne Auflast (Abbildung 122). Auf das optimale relative Injektionsvolumen  $a_{s,opt}$  hat die Konsolidierungsauflast keinen Einfluss.

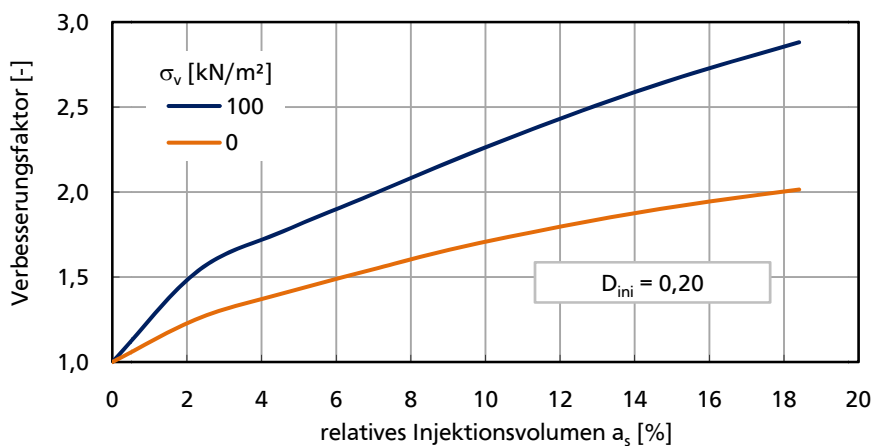


Abbildung 123: Verbesserung in Abhängigkeit der Initialspannungen

Der Verbesserungsfaktor ist erheblich größer bei der Variante mit Auflast (Abbildung 123). Durch die verfestigenden Eigenschaften des Bodens sind die Setzungsbeträge des unverbesserten und verbesserten Bodens bei der Variante mit Auflast deutlich kleiner. Die verfestigende Wirkung nimmt mit zunehmendem Spannungsniveau überproportional zu. Daher steigt der Verbesserungsfaktor bei der Variante mit Auflast stärker an.

Sowohl die Anfangsdichte des zu verbessernden Bodens als auch dessen Initialspannungen haben einen erheblichen Einfluss auf die Verdichtungswirkung und das Verbesserungspotenzial von Verdichtungsinjektionen. Damit werden die Ergebnisse des Laborversuchs von [El-Kelesh et al., 2009] und die in der Praxis gesammelten Erfahrungen [ASCE, 2010] bestätigt (vgl. Abbildung 33). Die optimale Injektionsmenge ist nur von der Anfangslagerungsdichte abhängig.

Der Einfluss der Anfangslagerungsdichte ergibt sich aus dem dilatanten Verhalten dicht gelagerter Böden. Hierdurch ist der Anstieg der Lagerungsdichte bei Böden mit größerer Anfangslagerungsdichte geringer und es resultiert eine geringere Verbesserung bzw. Setzungsreduktion. Der Initialspannungszustand hingegen beeinflusst weniger das Verdichtungs- und mehr das Steifigkeitsverhalten. Dies hängt mit der verfestigenden Eigenschaft des Bodens zusammen.

Die Ergebnisse zeigen zum einen, dass das Verfahren mit zunehmender Injektionstiefe oder bei vorhandener Bebauung geeigneter ist als z. B. oberflächennah in unbebautem Gelände. Zum anderen wächst die Eignung des Verfahrens mit der Deformationsempfindlichkeit des Bodens. Die Schwankungsbreite der optimalen relativen Injektionsvolumina bei den hier gewählten, üblichen Anfangsbedingungen liegt für den gewählten Schlabendorf-Sand bei  $a_{s,opt} \approx 8\%$  bis  $12\%$ . Die Setzungen können dadurch etwa halbiert werden. Unter Berücksichtigung eines evtl. Hebungskriteriums ist eine Verbesserung über das optimale relative Injektionsvolumen hinaus grundsätzlich möglich. Die Parameterstudie zeigt, dass die Verbesserungszunahme mit ansteigendem Injektionsvolumen sinkt. Hierzu ist die relative Verbesserungszunahme, d. h. die Zunahme des Verbesserungsfaktors pro relativen Injektionsvolumen-% in Abbildung 124 dargestellt.

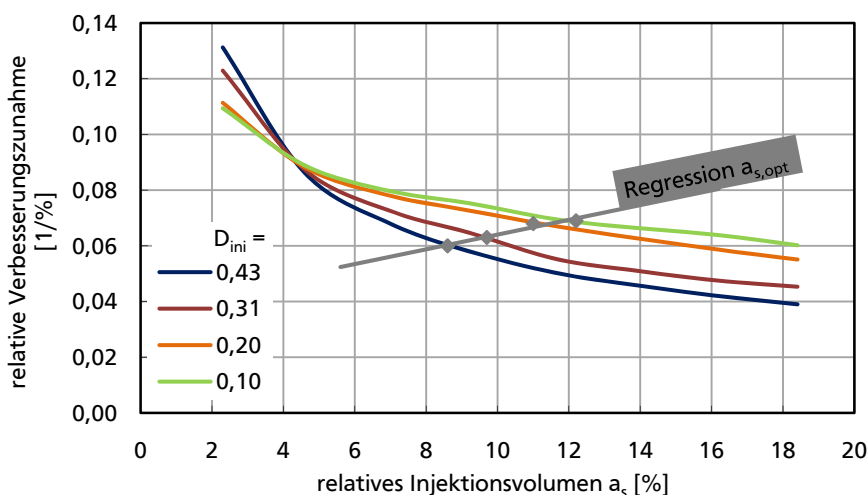


Abbildung 124: Veränderung der Verbesserungszunahme

Bezogen auf die maximale Verbesserung bei  $a_{s,max} = 18,4\%$  wurden i. M. 73 % der Verbesserung bis  $a_{s,opt}$  erreicht. Da  $a_{s,opt}$  i. M. halb so groß ist wie  $a_{s,max}$ , würde eine Verdopplung der Injektionsmenge etwa nur noch  $\frac{1}{4}$  der vorherigen Verbesserung bringen.



## 7.4. Einflussmöglichkeiten zur Verdichtungsoptimierung

Neben den vorhandenen Randbedingungen einer Baumaßnahme gibt es Möglichkeiten, den Erfolg einer Verdichtungsinjektionsmaßnahme positiv zu beeinflussen. Eine wesentliche Einflussmöglichkeit zur Optimierung der Verbesserungswirkung kann die Wahl eines geeigneten Säulenradius sein. Betrachtet man die horizontale Ebene eines Injektionsfeldes, kann ein vorab geschätztes, erforderliches Injektionsvolumen mit größeren Säulenradien in Kombination mit größeren Injektionsrasterweiten oder mit kleiner Radien und Rasterweiten erzeugt werden. Mit anderen Worten es können wenige große Injektionen und damit ein reduzierter Aufwand oder viele kleine Injektionen mit einer homogenen Verteilung der Verdichtungswirkung ausgeführt werden. Betrachtet man das Injektionsfeld vertikal, kann darüber hinaus die Injektionsstufenhöhe variiert werden.

Die Variation der Injektionsstufenhöhe in Kapitel 5.4 ergab eine signifikante Erhöhung der Dichte bei Reduzierung der Injektionsstufenhöhe (s. Abbildung 79). Daher ist auch durch eine Verfeinerung des Injektionsrasters bei gleichbleibendem Gesamtsäulenvolumen mit einer Erhöhung der Dichte zu rechnen.

Zur Überprüfung dieser Annahme wurde in einer weiteren Berechnungsvariante die Herstellung einer Säule mit einem reduzierten Radius von  $r_{\text{Säule}} = 0,42 \text{ m}$  (bisher  $r_{\text{Säule}} = 0,50 \text{ m}$ ) simuliert. Für diese Variante wurden ebenfalls acht einzelne Berechnungsläufe durchgeführt. Somit ergibt sich ein reduziertes relatives Injektionsendvolumen von 12,7 %. Die mittleren Lagerungsdichten und Injektionsdrücke für  $r_{\text{Säule}} = 0,42 \text{ m}$  sowie zum Vergleich für  $r_{\text{Säule}} = 0,50 \text{ m}$  sind in Abbildung 125 dargestellt.

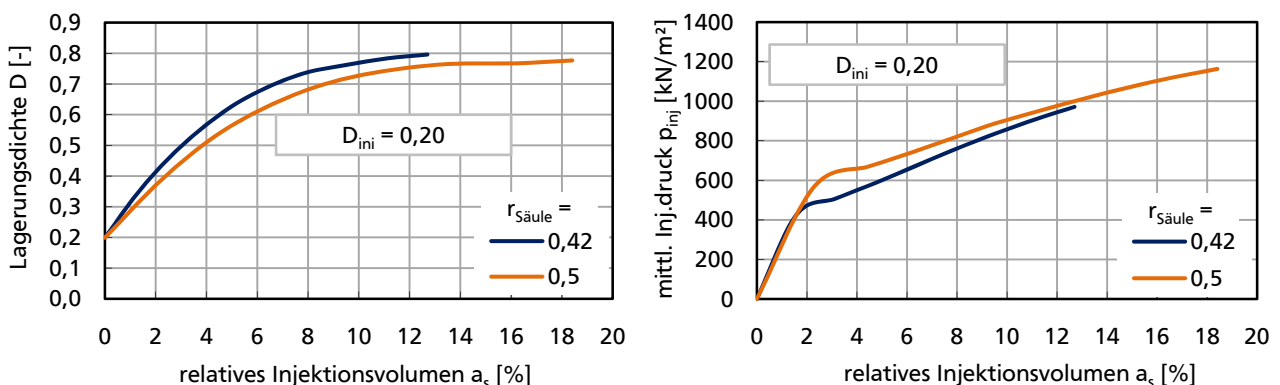


Abbildung 125: Einfluss des Säulenradius auf Verdichtung und Injektionsdruck

Für den reduzierten Säulenradius ergeben sich etwas größere Lagerungsdichten bei gleichem relativem Injektionsvolumen  $a_s$ . Zum Erreichen einer dichten Lagerung wird 1,5 % weniger relatives Injektionsvolumen benötigt. Durch die geringere Aufweitung sind die berechneten Injektionsdrücke etwas geringer als bei gleichem  $a_s$ -Wert für die Vergleichsvariante mit  $r_{\text{Säule}} = 0,5 \text{ m}$ . Die Druckdifferenz zwischen den Berechnungsvarianten nimmt über das relative Injektionsvolumen stetig ab und beträgt maximal  $\Delta p \approx 60 \text{ kN/m}^2$ .

Analog zu Abbildung 118 und Abbildung 119 wurde auch für die Variation des Säulenradius die Bandbreite der mittleren Lagerungsdichten von Säulennähe (dunkelblau) bis zum lateralen Modellrand (hellblau) ausgewertet (Abbildung 126, oben) und daraus  $a_{s,\text{opt}}$  in Abhängigkeit des wählbaren Säulenradius dargestellt (Abbildung 126, unten).

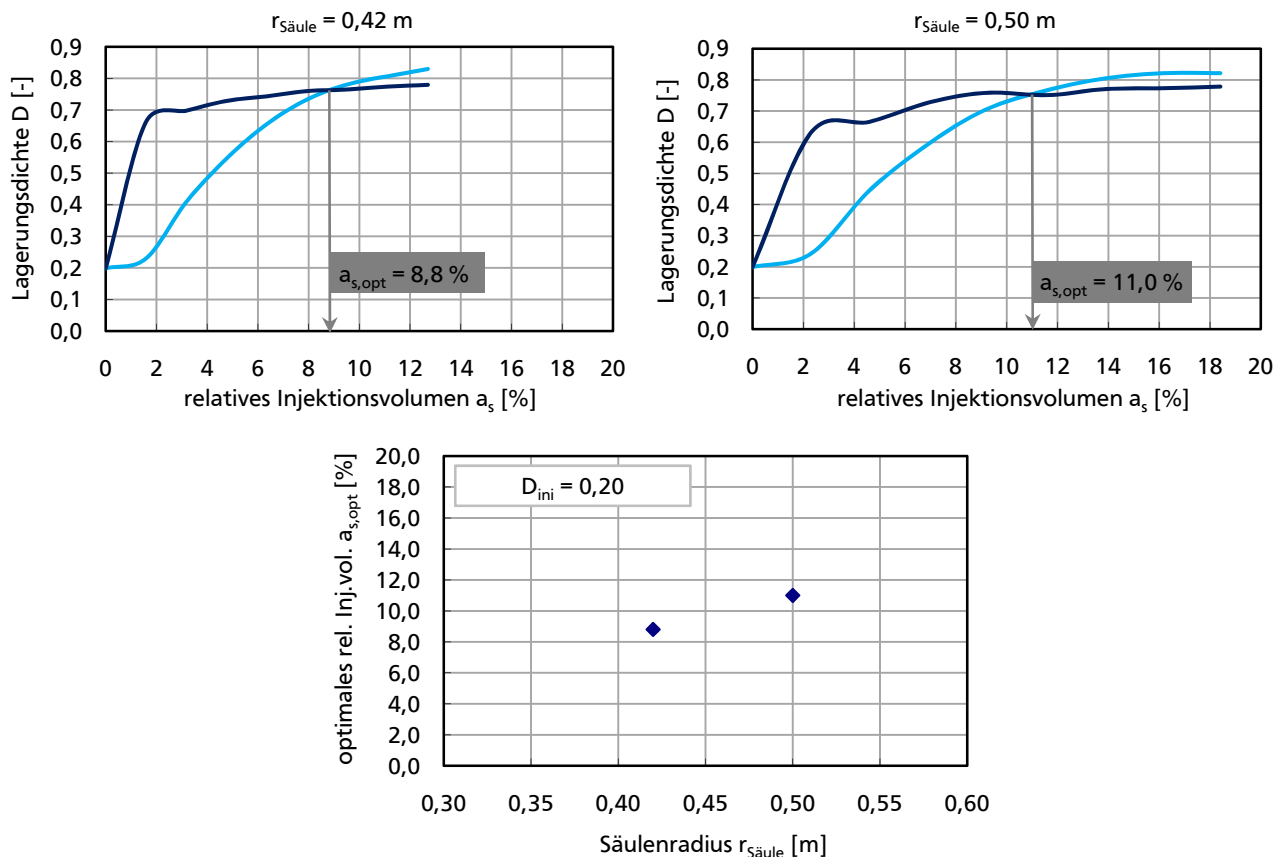


Abbildung 126: Optimales relatives Injektionsvolumen je nach Säulenradius

Es ist eine Abhängigkeit zwischen dem Säulenradius und dem  $a_{s,\text{opt}}$ -Wert zu erkennen. Entsprechend der Ergebnisse für die Variation der Injektionsstufenhöhe (Kapitel 5.4, enthält auch die Wahl des Säulenradius in Kombination mit der Rasterweite ein erhebliches Optimierungspotenzial. Hier ergibt sich bei einer Differenz von lediglich  $\Delta r_{\text{säule}} = 8$  cm eine Verringerung des optimalen relativen Injektionsvolumens um  $\Delta a_{s,\text{opt}} = 2,2 \%$ . Somit können 20 % der Injektionsmengen in Bezug auf eine Ausführung mit einem Säulenradius von 0,50 m eingespart werden.

Mit dem kleineren Säulenradius wird auch eine größere Verbesserung erreicht (Abbildung 127, links) und der Verbesserungsfaktor beim optimalen relativen Injektionsvolumen ist größer als bei der Vergleichsrechnung (Abbildung 127, rechts). Werden infolge von Gebrauchstauglichkeitsnachweisen maximal zulässige Setzungen festgelegt, ergibt sich ein erforderlicher Verbesserungsfaktor. Für das Beispiel in Abbildung 127, links würde ein geforderter Verbesserungsfaktor von 1,8 z. B. eine Verminderung von  $a_s = 12 \%$  für  $r_{\text{säule}} = 0,5$  m auf  $a_s = 8 \%$  für  $r_{\text{säule}} = 0,42$  m, d. h. eine Einsparung von über 30 % in Bezug auf das größere relative Injektionsvolumen ergeben.

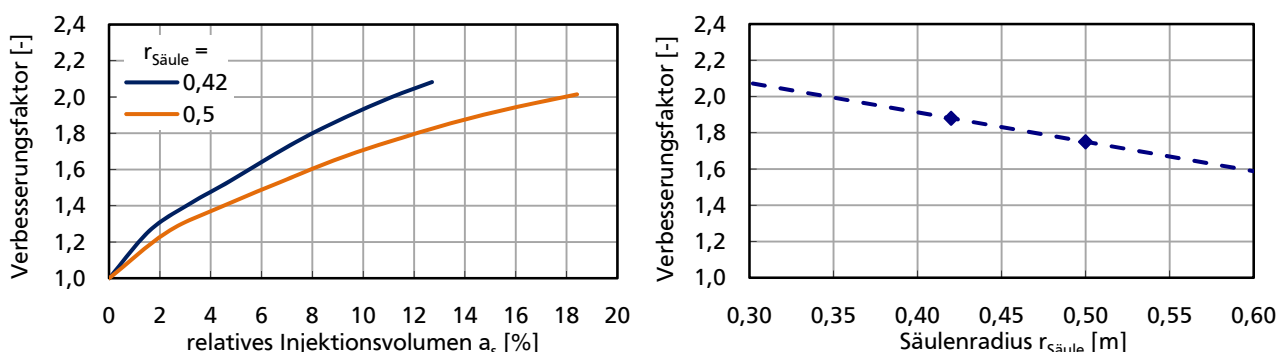


Abbildung 127: Verbesserungspotenzial in Abhängigkeit des Säulenradius

Eine weitere mögliche Maßnahme zur Optimierung der Verdichtungswirkung ist die Vorverdichtung der Überdeckung der Injektionssäulen. In den Berechnungsvarianten beträgt die Überdeckung 2,0 m. In jedem Fall werden durch die Vorverdichtung die Setzungsanteile in der Überdeckung reduziert. Darüber hinaus stellt sich die Frage, ob die Setzungsanteile in der injektionsverdichteten Schicht zwischen 2,0 m u. GOK und 8,0 m u. GOK zusätzlich reduziert werden. Dazu wurde die Berechnung mit Vorverdichtung mit einer ansonsten identischen Variante ohne Verdichtung verglichen.

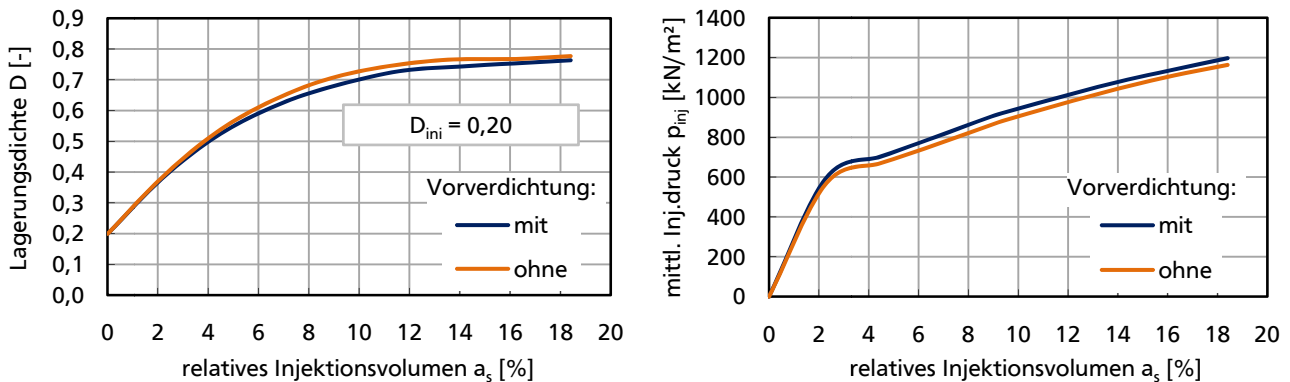


Abbildung 128: Einfluss der Vorverdichtung auf Verdichtung und Injektionsdruck

Bei der Variante mit Vorverdichtung ergibt sich etwa die gleiche Verdichtungswirkung wie bei der Vergleichsvariante ohne Vorverdichtung (Abbildung 128, links). Die berechnete, mittlere Lagerungsdichte von 2 m u. GOK bis 8 m u. GOK ohne Vorverdichtung ist sogar etwas größer. Durch das etwas größere Bodeneigengewicht der vorverdichteten Überdeckung sind die berechneten Injektionsdrücke geringfügig größer als bei gleichem  $a_s$ -Wert für die Vergleichsvariante ohne Vorverdichtung (Abbildung 128, rechts). Die Druckdifferenz zwischen den Berechnungsvarianten verläuft konstant über das relative Injektionsvolumen mit einem Wert von lediglich  $\Delta p \approx 40$  kN/m².

Die Vorverdichtung oberflächennaher Bodenschichten hat auf das optimale relative Injektionsvolumen  $a_{s,opt}$  keinen Einfluss. Für beide Varianten ist  $a_{s,opt} = 11,0$  %. Der Verbesserungsfaktor hingegen wird durch eine Vorverdichtung der oberflächennahen Schichten beeinflusst. In Abbildung 129, links ist die Erhöhung des Verbesserungsfaktors durch eine Vorverdichtung in den Anteil infolge Setzungsreduktion der vorverdichteten, oberflächennahen Schicht von GOK bis 2 m Tiefe und in den Anteil infolge Setzungsreduktion des injektionsverdichteten Schichtpaketes unterteilt. Auf der rechten Seite ist der Verbesserungsfaktor bei  $a_s = a_{s,opt}$  in Abhängigkeit der Vorverdichtung der oberflächennahen Schicht angegeben. Die Vorverdichtung wird als Erhöhung der Anfangslagerungsdichte  $\Delta D_{ini}$  angegeben. Der strichpunktierte, rote Verlauf zeigt die Verbesserung infolge der Verdichtungsinjektion. Der gestrichelte, blaue Verlauf entspricht der Gesamtverbesserung und berücksichtigt zusätzlich die Verbesserung der vorverdichteten oberflächennahen Schicht.

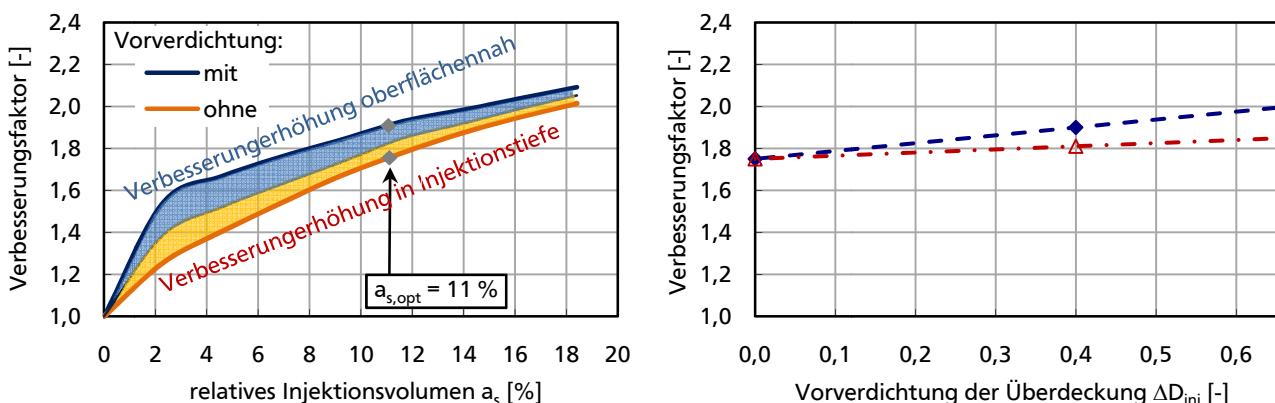


Abbildung 129: Verbesserungspotenzial in Abhängigkeit der Vorverdichtung

---

Den größeren Anteil an der Verbesserungserhöhung bzw. Setzungsreduktion infolge der Vorverdichtung hat die oberflächennahe Schicht. Das Verhältnis beider Verbesserungsanteile liegt etwa bei 2:1.

Insgesamt ist festzuhalten, dass sowohl eine Verfeinerung des Injektionsrasters als auch eine Vorverdichtung oberflächennaher Schichten zu einer größeren Setzungsreduktion gegenüber dem gröberen Injektionsraster ohne Vorverdichtung beitragen. Die oberflächennahe Vorverdichtung ist bei geringen Überdeckungen z. B. durch einen Bodenaustausch möglich und wird voraussichtlich in den meisten Fällen wirtschaftlich sinnvoll sein, da sich die Mehrkosten in Grenzen halten. In der Verfeinerung des Injektionsrasters steckt ein größeres Optimierungspotenzial als bei der Vorverdichtung der Überdeckung. Durch die größere Anzahl an Umsetzungsvorgängen ist aber mit Mehrkosten durch eine verlängerte Bauzeit zu rechnen. Im Zuge des Planungsprozesses könnte daher eine Entwurfsoptimierung bzw. Kosten-Nutzen-Abwägung basierend auf einer numerischen Parameterstudie für das Injektionsraster durchgeführt werden. Dabei werden die Planungsparameter Rasterweite, Injektionsvolumen je Injektionsstufe bzw. Säulenradius sowie Injektionsstufenhöhe variiert und die aus den Varianten resultierende Verbesserung den Baukosten gegenübergestellt.

---

## 8. Empfehlungen und Hinweise für Verdichtungsinjektionsmaßnahmen

---

### 8.1. Empfehlungen und Hinweise infolge der Untersuchungsergebnisse

Die Wahl der Planungsparameter für Verdichtungsinjektionsfelder beruht bisher überwiegend auf empirischen Erkenntnissen, da Planungshilfen in Form von Berechnungsverfahren, Bemessungstabellen, genormte Injektionsmittelklassen o. ä. in der Praxis bisher keine verbreitete Anwendung finden. Für andere komplexe Gründungsfragen wie z. B. für Kombinierte Pfahl-Plattengründungen existieren Konzepte zur Entwurfsoptimierung mit Variantenuntersuchungen auf der Grundlage numerischer Parameterstudien [Reul, 2010]. Durch die vorgestellten numerischen Studien wurde ein solches Konzept zur Entwurfsoptimierung der Rastergeometrie von Verdichtungsinjektionsfeldern entwickelt. Hinweise und Empfehlungen für die numerische Berechnung und Entwurfsoptimierung von Verdichtungsinjektionen sind nachfolgend zusammengestellt. Darüber hinaus wurden bei der Auswertung der Verdichtungsinjektionen für das IKEA Logistikzentrum Dortmund wesentliche Erkenntnisse für die Ausführung und Qualitätskontrolle gesammelt, die hier ebenfalls in Form von Empfehlungen und Hinweisen Erwähnung finden.

#### Planung – Kontinuumsmechanischer Ansatz

Für die genaue Berechnung der Verdichtungswirkung von Verdichtungsinjektionen ist ein quasi-exaktes numerisches Berechnungsmodell notwendig. Aufgrund der extremen Verzerrungen infolge des Verdrängungsvorganges ist die in der Geotechnik übliche Beschreibung des Bodenkontinuums mit der Theorie kleiner Verformungen und Finite Elemente Netzen, deren Knoten der Materialbewegung folgen, ungeeignet. Stattdessen kann eine kontinuumsmechanische Beschreibung basierend auf der Eulerschen Betrachtungsweise verwendet werden. In dieser Arbeit wurde z. B. die im Programm Tochnog 8 [FEAT, 2011] implementierte *Updated with Rotation Euler Formulation* verwendet. Zur Untersuchung der Injektionskörperform ist die *Updated with Rotation Euler Formulation* nicht geeignet, da hier die Injektionskörperform durch die verschiebungsgesteuerte Modellierung vorgegeben wird. Hierfür kann z. B. eine lastgesteuerte Berechnung auf Grundlage der Theorie großer Verformungen und unter Verwendung von Algorithmen zur Netzentzerrung durchgeführt werden.

#### Planung – Stoffgesetz

Die konstitutive Stoffmodellierung eines nichtbindigen dränierten Bodens sollte folgende Materialeigenschaften berücksichtigen:

- Inelastizität
- Nicht-Linearität der reversiblen Deformationsanteile
- Barotropie bzw. Verfestigung
- Pyknotropie

Das hypoplastische Stoffgesetz nach [Kolymbas, 1988] erweitert durch [v. Wolffersdorff, 1996] ist hierfür geeignet. Alternativ eignen sich auch das Modified Cam Clay Model [Roscoe, Burland, 1968], das NorSand Model [Jefferies, 1993] oder auch das Hardening Soil Modell [Schanz et al., 1999]. Für die numerische Berechnung mit dem hypoplastischen Stoffgesetz können zusätzlich zu dem üblichen Aufwand für Erkundungen und Laboruntersuchungen mit einem geringen Mehraufwand an Laborversuchen alle erforderlichen Parameter zusammengetragen werden. Zur Bestimmung der hypoplastischen Parameter  $\varphi_c$ ,  $h_s$ ,  $n$ ,  $e_{c0}$  und  $e_{d0}$  können Schüttkegelversuche z. B. nach [Cornforth, 1973], Hochbelastungs-Kompressionsversuche an sehr locker bis locker eingebauten Proben nach [DIN18135, 1996] mit maximalen Belastungen in der Größenordnung der zu erwartenden Injektionsdrücke und Versuche zur Bestimmung der Dichte nichtbindiger Böden bei lockerster und dichtester Lagerung nach [DIN18126, 1996] durchgeführt werden. Die übrigen

---

Parameter  $e_{i0}$ ,  $\alpha$  und  $\beta$  lassen sich aus Triaxialversuchen nach [DIN18137-2, 2011] und Kompressionsversuchen nach [DIN18135, 1996] an dicht eingebauten Proben bestimmen oder zur Reduzierung des Untersuchungsaufwandes mittels Korrelationen nach [Herle, 1997] abschätzen. Vor allem die Granulathärte  $h_s$  und ihr Exponent  $n$  sind mit größtmöglicher Sorgfalt zu ermitteln, da deren Einfluss auf das Kompressionsverhalten und damit auf die berechnete Verdichtung am größten sind. Neben der Auswertung der Hochbelastungs-Kompressionsversuche anhand der Druck-Porenzahl-Kurven nach [Herle, Mayer, 1999] können  $h_s$  und  $n$  zusätzlich durch eine Back-Analysis mit einem axialsymmetrischen FE-Modell der Hochbelastungs-Kompressionsversuche bestimmt werden.

## Planung – Modellierung

Bei der Diskretisierung des Modellgebietes sollte das FE-Netz im Bereich der Verdichtungsinjektionssäulen feiner gestaltet werden. Vor allem die Säulen selbst sollten bei der *Updated with Rotation Euler Formulation* oder vergleichbaren kontinuumsmechanischen Ansätzen mit einer ausreichenden Anzahl an finiten Elementen (ggf. Parameterstudie hierzu erforderlich) modelliert werden. Ebenso ist die Aufweitungsschrittweite bzw. die Zeitdiskretisierung genügend klein zu wählen. Im Zweifelsfall kann durch Variantenuntersuchungen der Einfluss des Diskretisierungsgrades auf die Berechnungsergebnisse überprüft werden. Der Berechnungsausschnitt eines Säulenrasters ist so groß zu wählen, dass Randeffekte minimiert werden. Die Überprüfung kann durch einen Vergleich mit einem 3D Referenzmodell mit horizontal sequenzieller Herstellung wie in Kapitel 5.4 oder in Kapitel 6.4.1 erfolgen. Nach Festlegung des Berechnungsausschnittes, ist die Herstellung sämtlicher Säulen innerhalb des Ausschnittes zu simulieren. Die erforderliche horizontale Ausdehnung eines Berechnungsausschnittes liegt in der Größenordnung des Einflussradius der Säule, etwa entsprechend des 6fachen Säulenradius. Sie ist abhängig von den Baugrundverhältnissen und nimmt mit zunehmender Anfangsdichte des Bodens zu. Bei üblichen Rasterweiten sowie Säulendurchmessern kann die Simulation von vier bis 16 Säulen erforderlich sein. Bei zu langen Berechnungsdauern von entsprechenden 3D-Modellen kann alternativ die in dieser Arbeit entwickelte Berechnungsprozedur mit dem rotationssymmetrischen 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung (Kapitel 5.4, Abbildung 83) verwendet werden. Die Breite des Berechnungsausschnittes kann bei quadratischen Rastern unter Berücksichtigung der erforderlichen horizontalen Ausdehnung mit (91); die Anzahl der Berechnungsläufe kann mit (92) ermittelt werden.

## Planung – Entwurfsoptimierung

Verdichtungsinjektionsfelder in nichtbindigen Böden können nach Abbildung 130 dimensioniert werden. Das Verdichtungsziel ergibt sich aus der Forderung einer homogenen Verdichtungsverteilung über das Säulenraster. Dazu wird das optimale relative Injektionsvolumen  $a_{s,opt}$  für zwei unterschiedliche Säulenradien  $r_{Säule}$  mit dem numerischen Berechnungsmodell wie in Kapitel 7.3 ermittelt. Dann wird  $a_{s,opt}$  für die gegebenen Baugrundverhältnisse interpoliert. Für die Berechnung müssen die oben genannten hypoplastischen Bodenkennwerte oder die Kennwerte eines vergleichbaren Bodens, d. h. hauptsächlich eine vergleichbare Korngrößenverteilungskurve, bekannt sein.

In der gleichen Weise kann die optimale Injektionsstufenhöhe bestimmt werden. Alternativ können als Verdichtungsziel maximal zulässige Setzungen festgelegt werden. In diesem Fall müssen erforderliche relative Injektionsvolumina für mehrere Varianten rückgerechnet werden. Dabei ist zu beachten, dass die Verbesserungszunahme mit ansteigendem Injektionsvolumen sinkt.

Der Anfangsspannungszustand hat einen signifikanten Einfluss auf das Verdichtungsverhalten des Bodens. Somit hängen die Verdichtungswirkung und das Verbesserungspotenzial von der Überdeckungslast und der Anfangslagerungsdichte des Bodens ab. Zur Gewährleistung einer erfolgreichen Verdichtungsinjektionsmaßnahme sollte daher die Lagerungsdichte nichtbindiger Böden möglichst genau erkundet werden. Vor allem große Injektionsfelder können auf Grundlage der



Erkundung in Teilbereiche mit ähnlichen Lagerungsdichteverhältnissen unterteilt werden. Sofern das Baufenster über den zu verbessernden Bereich hinausgeht, sollten daher ein zentraler Bereich mit größerem und zu den tragfähigen Bauflächen Übergangsbereiche mit kleinerem relativem Injektionsvolumen geplant werden. Wie in Abbildung 119 und Abbildung 121 ersichtlich, können dann die optimalen relativen Injektionsvolumina und Verbesserungsfaktoren je Teilbereich abgeschätzt werden. Um die günstige Wirkung größerer Initialspannungen zu nutzen, sind evtl. vorgesehene Geländeaufschüttungen vor den Verdichtungsinjektionen durchzuführen. Bei sehr geringen Überdeckungen ist es vorbehaltlich eines Kostenvergleiches vorteilhaft, zunächst die oberflächennahen Injektionsstufen bis ca. 3 m bis 4 m Tiefe im top-down Verfahren auszuführen und die restlichen Injektionsstufen anschließend mittels bottom-up Methode herzustellen. In jedem Fall ist eine Vorverdichtung der oberflächennahen Überdeckung günstig für die Verbesserung der Verdichtungsinjektionsschicht.

gesucht:  $a_{s,opt}$   $r_{Säule}$   
 gewählt:  $a_{s,1r}$   $a_{s,2r}$   $r_{Säule,1r}$   $r_{Säule,2r}$   $h_{Str}$  Herstellungsrichtung (bottom-up oder top-down)  
 gegeben:  $D_{inj}$   $\sigma_{inj}$  Baugrundparameter, Tiefenbereich der zu verbessernden Schicht

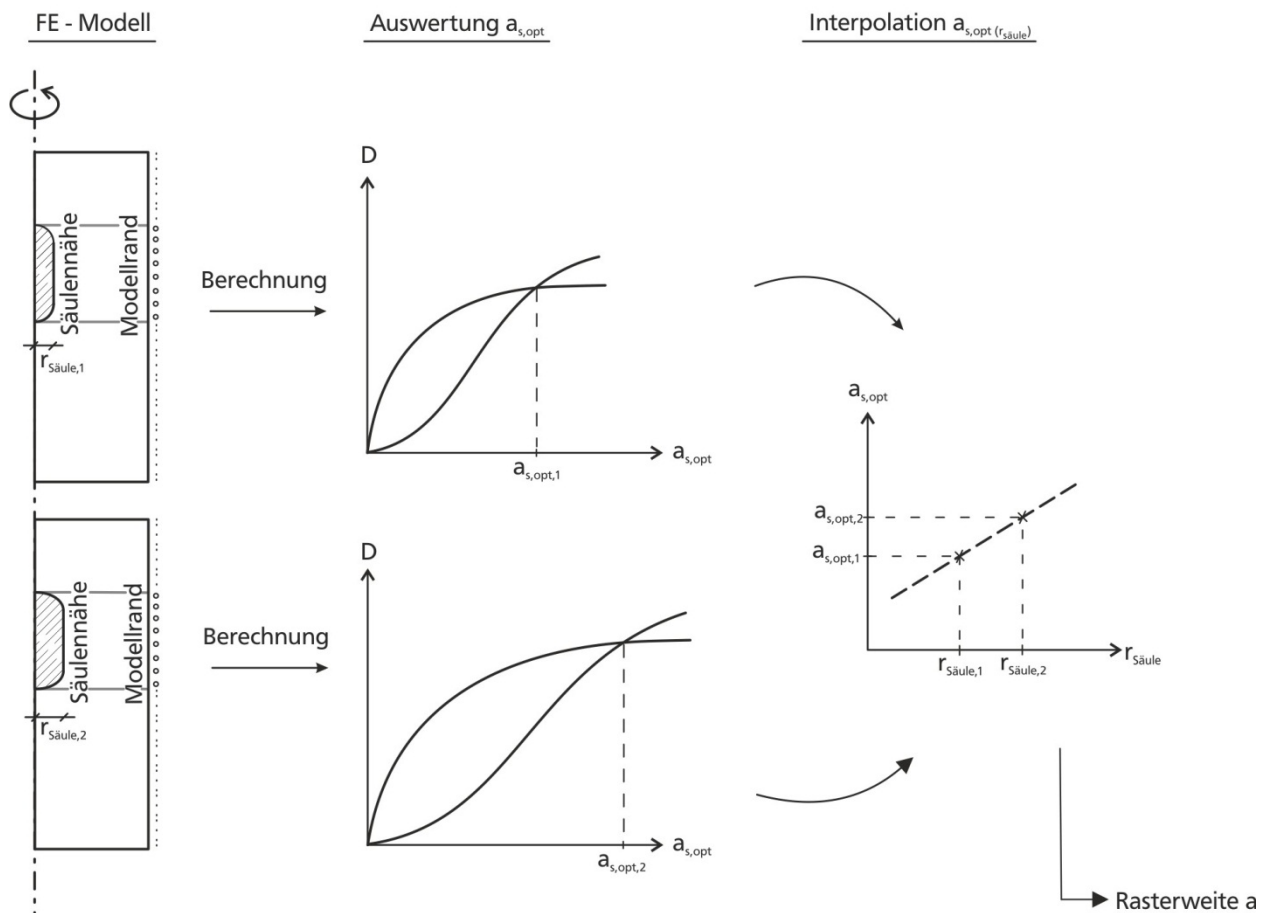


Abbildung 130: Vordimensionierung des Säulenrasters

## Ausführung – Injektionsdruckverlauf

Schließt man eine Verplombung während der Injektion aus, können die Injektionsdruckverläufe über die Dauer der Injektionsstufen in drei Kategorien unterteilt werden. Der kontinuierliche Druckanstieg während einer Injektion bis zum Erreichen eines Abbruchkriteriums deutet auf einen kraftschlüssigen und kontinuierlich verdichtenden Injektionsvorgang hin. Ist zunächst kein Druckanstieg gefolgt von einem extremen Anstieg zu verzeichnen, hat eine Hohlraumverfüllung stattgefunden. Der dritte typische Druckverlauf zeichnet sich zunächst durch einen kontinuierlichen Druckaufbau gefolgt von

---

einem plötzlichen Druckabfall ohne erneuten Anstieg aus. Hier kann die Hebung der Geländeoberkante beispielsweise bei oberflächennahen Injektionen dafür verantwortlich sein oder der Austritt von Injektionsmittel am Bohrloch diesen Druckverlauf bewirken. Möglich ist auch, dass im Verlauf der Aufweitung eine Verbindung zu einem Hohlraum entsteht über die das Injektionsmittel ohne Druck in den Hohlraum eindringt.

## **Qualitätskontrolle**

Bei der Festlegung der Baugrunderkundungen zur Überprüfung des Verdichtungsziels ist die Anwendung des gleichen Sondierverfahrens vor und nach der Verdichtungsinjektion in den gleichen Bereichen empfehlenswert. Die zuverlässigste Einschätzung der Verdichtungswirkung bzw. der Verbesserung liefern letztlich Belastungsversuche sowie fortlaufende Setzungsbeobachtungen während der Baumaßnahme. Dabei sollten neben geodätischen Messpunkten an der GOF bzw. den Bauwerkskanten auch Setzungsmessungen über die Tiefe zur Bestimmung der Einflusstiefe z. B. mittels Extensometer oder Setzungspegeln durchgeführt werden. Zur Überprüfung der Verdichtungsverteilung bzw. der Verbesserungshomogenität im Injektionsraster können Sondierungen in Säulennähe und mittig zwischen den Rasterpunkten durchgeführt werden.

## **8.2. Weitere Empfehlungen und Hinweise**

### **Anwendungsgrenzen**

Bei wassergesättigten Böden oder bei erhöhten Tonanteilen im Feinkorn kann die Effektivität von Verdichtungsinjektionen deutlich geringer sein [Boulanger, Hayden, 1995]. Die Anwendung des Verfahrens in bindigen Böden beschränkt sich nach [Rubright, Bandimere, 2004] nur auf ungesättigte, bindige Böden. In hochplastischen Tönen wird die Anwendung von Verdichtungsinjektionen in der Literatur sogar grundsätzlich ausgeschlossen [Warner, 2001]. Nach [Kovacevic et al., 2000] kommt es bei Böden mit Durchlässigkeitsbeiwerten von  $k \leq 10^{-6}$  m/s zu einer verminderten Verdichtung gegenüber durchlässigeren Böden. Ein schwach durchlässiger Boden kann allerdings mit Drainagehilfen versehen werden, um die mögliche Injektionsrate zu erhöhen und damit auch die Baukosten zu optimieren.

### **Geräte**

Durch die hohen Injektionsdrücke kann Wasser schon innerhalb der Pumpe aus dem Injektionsmittel austreten. Daher sollten die Pumpe wie auch der gesamte Leitungsverlauf sorgfältig abgedichtet werden, u. a. durch eine wasserdichte Ventiltechnik. Es sollten keine Pumpen eingesetzt werden, die zu hohe Druckstöße erzeugen, wie z. B. Pumpen mit gegenläufigen Kolben. Vielmehr sollten die Pumpen hohe Drücke aufrecht halten können. Druck und Geschwindigkeit müssen unabhängig voneinander regelbar sein und im Bereich von 0 MN/m<sup>2</sup> bis 7 MN/m<sup>2</sup> für den Pumpdruck und 3 l/min bis 80 l/min für die Pumpgeschwindigkeit liegen. Dabei ist auf einen gleichmäßigen Förderstrom zu achten. Da die Rohrleitungen einem sehr hohen Druck ausgesetzt sind, sollten diese aus Stahl sein, einen Durchmesser von ca. 38 mm bis 76 mm aufweisen und auch für hohe Drücke nahezu wasserdicht sein.

Bei Bohrgeräten ist darauf zu achten, dass über den Ringraum zwischen Injektionslanze und Boden kein Injektionsgut an die Oberfläche dringt. Daher kann bei kleinen und mittelgroßen Maßnahmen sowie in oberflächennähe die Injektionslanze ohne Vorbohren in den Baugrund eingebracht werden. Bei größeren Maßnahmen kann mit kleinerem Verrohrungsdurchmesser vorgebohrt und anschließend die Injektionslanze mit größerem Durchmesser eingebracht werden [Rubright, Bandimere, 2004].

---

## Injektionsmittel

Die wichtigste Eigenschaft von Injektionsmitteln für Verdichtungsinjektionen ist die Viskosität. Allgemein gilt, je steifer der zu verdichtende Baugrund ist, desto höher sollte die Viskosität des zu verwendenden Injektionsmittels sein. Die herstellungsrelevante Viskosität beim Injektionsvorgang ist nicht nur von den Bestandteilen (z. B. Wassergehalt) des Injektionsmittels abhängig, da die Anfangsviskosität eine andere ist als während der Injektion infolge Ausblutens. Die Festigkeit spielt bei Verdichtungsinjektionen, die als Strukturelemente eingesetzt werden sollen, eine wichtige Rolle, jedoch nicht bei Verdichtungsinjektionen zur Baugrundverbesserung.

Zur Kontrollierbarkeit der expandierenden Mörtelmasse bzw. zum Vermeiden eines Bodenaufbruches ist eine hohe innere Reibung erforderlich. Durch das Ausbluten wird die Kontrollierbarkeit begünstigt. Gleichzeitig muss das Injektionsmittel, trotz hoher innerer Reibung, pumpfähig sein, da es ansonsten zu einer Verplombung kommen kann. Gerade bei nichtbindigen Böden mit hoher Durchlässigkeit besteht eine Verplombungsgefahr. Hier ist bei der Injektionsmittelrezeptur darauf zu achten, dass der Verlust von Injektionsmittelwasser während des Injektionsvorganges nicht zu hoch ist. Kontrolliert werden kann dies durch eine begrenzte Durchlässigkeit des Injektionsmittels. Allgemein gilt für die Verdichtung von Böden, dass ein grobkörniges Injektionsmittel einem pumpfähigen Injektionsmittel zur Verdichtung von Böden vorzuziehen ist. Daher empfiehlt es sich, ein Injektionsmittel an der Grenze zur Pumpfähigkeit mit hohem Druck in den Boden zu injizieren oder das Mischungsverhältnis so zu wählen, dass die Durchlässigkeit des Injektionsmittels hoch ist [Byle, 2000]. Bei einem locker gelagerten Boden ist auch ein pumpfähigeres Injektionsmittel zulässig.

Die injizierbare Menge kann über die Konsistenz des Injektionsmittels und die Injektionsrate gesteuert werden. Je steifer das Injektionsmittel bzw. je geringer die Injektionsrate ist, desto größer ist die injizierbare Menge. In [Warner et al., 1992] wird ein Kiesanteil von 30 % und Injektionsraten unter 40 l/min bei Verdichtungsinjektionen in Sandböden empfohlen.

Flugasche kann anstelle von Zement bei Verdichtungsinjektionen zur Baugrundverbesserung ohne erhöhte Tragfähigkeitsanforderungen für die Injektionssäulen angewendet werden. Dadurch kann der Einsatz der Geräte kostenoptimiert werden [Rubright, Bandimere, 2004].

Der Feinkornanteil besteht überwiegend aus Schluff, da Ton durch seine hohe Plastizität und die Verringerung der Konsistenz des Injektionsmittels zu einer Aufbrecheinjektion führen kann. Der Tonanteil liegt i. d. R. bei  $< 1\%$  [Graf, 1992]. Nach [Nichols, Goodings, 2000] bewirkt eine Erhöhung des Tongehaltes eine Vergrößerung des Injektionskörper-Durchmessers und eine Begrenzung des Injektionsdruckes. In [Warner, 1997] wird ausdrücklich von einer Zugabe von Ton abgeraten.

Durch die Zugabe von Kalksteinzuschlag, als Ergänzung oder Ersatz für Sand, wird im Vergleich mit anderen mineralischen Zuschlagsstoffen ein geringerer Schluffanteil erforderlich. Daher tendieren Injektionsmittel mit Kalksteinzuschlag zu einer erhöhten Festigkeit und einer kontrollierbaren Injektion [Bandimere, 1997].

Das Setzmaß sollte sich in einem Rahmen von 25 mm bis zu 150 mm bewegen [Baker, 1985], kann im Einzelfall aber auch darüber liegen. Nach [Al-Alusi, 1997] ist für grobkörnigere Böden bzw. für dichter gelagerte Böden das Setzmaß des Injektionsmittels auf etwa 25 mm zu begrenzen. Bei lockerer gelagerten Böden bzw. bei weichen, feinkörnigen Böden ist ein höheres Setzmaß von bis zu rd. 80 mm zulässig. Sind Hohlräume zu verdichten/verschließen, wird auch Injektionsmittel mit einem Setzmaß  $> 80$  mm verwendet [Rubright, Bandimere, 2004]. Über das Setzmaß kann lediglich die Anfangsviskosität festgelegt werden. Die größere Viskosität infolge Filtration bzw. Ausbluten kann mit dem Setzmaß nicht bestimmt werden. Als Maß für die herstellungsrelevante Viskosität und unabhängige Kontrolle für das gewählte Setzmaß kann nach der Herstellung einer Verdichtungsinjektionssäule der travel index (s. S. 16) bestimmt werden [Bandimere, 1997].

---

## Planung

Die Baugrunderkundung sollte ausreichend tief ausgeführt werden, um die Unterkante des zu verbessernden Bereiches festlegen und die Eigenschaften der unterlagernden Schichten bestimmen zu können.

Um ein ungewolltes Verfüllen z. B. von Rohrleitungen zu vermeiden, ist v. a. in urbanen Baugebieten neben der Baugrunderkundung eine genaue Studie der Leitungssituation bzw. des unterirdischen Bestandes im Bereich der Maßnahme unumgänglich.

Bei gewünschten Hebungen muss die Deformationsempfindlichkeit der anzuhebenden Bausubstanz bekannt sein. Darüber hinaus ist eine sorgfältige Beweissicherung im Einflussbereich der Maßnahme wichtig, da sich vorhandene Risse durch Verdichtungsinjektionen verbreitern können.

Die Planungsparameter resultieren aus der Festlegung eines Verdichtungsziels, Erfahrungen bei früheren Projekten und ggf. Versuchsfeldergebnissen. Zusätzlich können numerische Berechnungen zur Bestimmung eines optimalen Injektionsrasters durchgeführt werden (s. Kapitel 8.1).

Für eine erste Abschätzung ist das Verdichtungsziel festzulegen. Die Differenz zwischen erkundeter und erforderlicher Verdichtung lässt direkt auf das benötigte Injektionsvolumen rückschließen. Bei dieser Abschätzung geht man von der vereinfachten Annahme aus, dass die Reduzierung des Porenraumes im Boden dem injizierten Volumen entspricht [Byle, 2000], d. h. es kommt nicht zu Hebungen oder Setzungen an der GOK oder an Nachbarbauwerken und auch nicht zum Ausbluten des Injektionsmittels.

Das maximal mögliche relative Injektionsvolumen sinkt mit zunehmendem mittlerem Korndurchmesser. Aus diesen Überlegungen ergeben sich mögliche Raster für die Verdichtungsinjektionen. Je nach Baugrundverhältnissen, gewählter Injektionsmittelrezeptur oder auch gewählter Injektionsrate ist ein enges Raster mit kleiner Injektionsmenge oder ein weites Raster mit großer Injektionsmenge je Rasterpunkt sinnvoll. Bei Auffüllungen kann das erforderliche relative Injektionsvolumen zum Erreichen des Verdichtungszieles stark schwanken.

Bei komplexen Randbedingungen besteht die Möglichkeit, zur Planung ein Versuchsfeld einzubeziehen. Hierzu wird ein begrenztes Injektionsfeld mit den vorab gewählten oder aus den numerischen Berechnungen ermittelten Planungsparametern erstellt. Anhand des Injektionsdruckes und der festgestellten Verschiebungen, z. B. an der GOK, werden die Planungsparameter für die Ausführungsphase festgelegt. Die messtechnische Überwachung der Versuchsfelder muss alle relevanten Größen erfassen. So ist z. B. bei der Verbesserung tiefliegender Schichten nicht nur die Hebung an der GOK von Interesse sondern auch die Hebungen an der Oberfläche der zu verbessernden Schicht, um die Verdichtungswirkung genau beurteilen zu können [Salley et al., 1987]. Je nach Versuchsergebnissen können weitere numerische Berechnungen ergänzend durchgeführt werden, um die Planungsparameter weiter zu optimieren.

Der maximal zulässige Injektionsdruck kann über die Tiefe gestaffelt festgelegt werden, um das über die Tiefe zunehmende Spannungsniveau auszunutzen. Bei Annahme isotroper Spannungsverhältnisse im Boden kann idealisiert von einem gleich großen Injektionsdruck in horizontaler und vertikaler Richtung ausgegangen werden. Nach Erfahrungswerten von [Brown, Warner, 1973] kann bei der Verdichtung einer wenig tragfähigen Schicht zwischen zwei gut tragfähigen Schichten der nach oben gerichtete Druck proportional zum Quadrat des Säulendurchmessers angenommen werden, während sich der horizontale Druck proportional zum Durchmesser verhält. In jedem Fall ist der maximale Druck dadurch begrenzt, dass der nach oben gerichtete Druck an der Geländeoberfläche Hebungen verursachen kann und eine weitere Verdichtung ausbleibt [Graf, 1969]. Mit einem analytischen Lösungsansatz kann unter Verwendung von (32), dem Kriterium für Hebungen und (25), der

---

injektionsbegleitenden Zustandsgleichung der maximal mögliche Injektionsdruck für eine bestimmte Tiefe sowie die kritische Tiefe oberhalb derer Hebungen an der GOK möglich sind abgeschätzt werden [El-Kelesh et al., 2001]. Erfahrungsgemäß liegt die kritische Tiefe bei 3 m u. GOK bis 4 m u. GOK.

Bei der Wahl des Injektionsrasters empfiehlt [Al-Alusi, 1997] ein dreieckförmiges Raster mit primären, sekundären und tertiären Rasterpunkten. Als Rasterweite kann der 2fache bis 3fache Durchmesser der Injektion angesetzt werden. Der übliche primäre Abstand liegt zwischen 2,5 m und 3,7 m [Al-Alusi, 1997], abhängig von der Mächtigkeit der zu verbessernden Schicht. Der endgültige Rasterabstand, nach Einbringen von primären sowie ggf. sekundären und tertiären Injektionspunkten, liegt i. d. R. zwischen 1,5 m und 3,0 m [Baker, 1985], [Gebhart, 1977]. Für oberflächennahe Injektionen < 3,0 m Tiefe gibt [Graf, 1992] als übliche Rasterweiten 1,2 m bis 3,0 m an. [Byle, 2000] und [Graf, 1969] empfehlen zur Optimierung der erforderlichen Injektionsstrecke eine gestaffelte Tiefe der Injektionen. Ab einer Tiefe > 4 m kann der Rasterabstand konstant gewählt werden. Als üblichen Wert gibt [Graf, 1992] für diesen Tiefenbereich 2,4 m bis 4,8 m Rasterweite an. In locker gelagerten Böden kann der Rasterabstand größer gewählt werden, als bei dichter gelagerten Böden, da der Injektionskörper sich in locker gelagerten Böden weiter ausdehnen kann [Graf, 1992]. Bei leichten Baustrukturen kann der Rasterabstand ebenfalls größer gewählt werden als bei hochbelasteten Fundamenten. Die Wahl des Rasters mit dem Ziel einer kontrollierten Hebung ist an die Geometrie des Bauwerkes anzupassen. Schäden am Bestand können durch ein enges Raster kleiner Injektionspunkte oder auch durch einzelne tiefliegende Injektionen vermieden werden. Bei normalkonsolidiertem und schwach überkonsolidiertem Ton ist für eine große Hebungseffizienz ein enges Raster zu wählen. Bei stark überkonsolidiertem Ton ist die Hebungseffizienz grundsätzlich groß. Das optimale Raster bei Hohlraumverfüllungen kann im Gegensatz zu den anderen Anwendungskategorien von Fall zu Fall stark variieren und ist der Lage der Hohlräume anzupassen, [Byle, 2000].

Bei vielen in der Literatur dokumentierten Projekten wurde eine Injektionsstufenhöhe von 60 cm gewählt. Nach Meinung einiger Autoren sowie nach den Erkenntnissen der numerischen Untersuchungen ist eine Reduzierung des vertikalen Injektionsabstandes auf bis zu 30 cm empfehlenswert (s. Kapitel 8.1). Wie auch bei der Wahl des Injektionsrasters bzw. des Säulenradius ist hier der zeitliche Mehraufwand kleinerer Injektionsstufenhöhen einer Einsparung von Injektionsmengen gegenüberzustellen.

Die Herstellungsreihenfolge für ein optimales Verdichtungsergebnis sollte v. a. bei grobkörnigem Boden immer von außen nach innen ausgeführt werden. Dabei sind zu große Injektionsvolumina, die einen Partikelbruch zur Folge haben können, zu vermeiden. Ein Hinweis auf Partikelbruch ist ein Rückgang des Injektionsdruckes nach vorangegangenem stetigem Anstieg. Zunächst sollten die Rasterpunkte auf dem Umfang des zu verbessernden Areals injiziert werden. Bei besonders großen Arealen, sind diese in Zellen zu unterteilen, deren Umfangspunkte dann zunächst injiziert werden. Anschließend werden primäre, dann ggf. sekundäre und tertiäre Rasterpunkte innerhalb des Arealumfangs bzw. des Zellenumfangs hergestellt.

Bei locker gelagerten Böden mit einer Mächtigkeit > 7,5 m unterhalb eines Bauwerkes ist es nach [Graf, 1992] empfehlenswert, eine Verbreiterung des Verdichtungsgebietes über die Tiefe mit einer Neigung von 2:1, bei besonders schwierigen Verhältnissen mit einer Neigung von 1:1 auszuführen. Aufgrund der Wirkung von Verdichtungsinjektionen in horizontaler Richtung ist zur Nachbarbebauung ein horizontaler Mindestabstand erforderlich. In [Brown, Warner, 1973] wird ein horizontaler Mindestabstand von 3 m zu ungesicherten Böschungen (s. S. 20), in [Graf, 1992] werden 3,6 m bis 4,2 m Mindestabstand zu Nachbarbauwerken mit Erddruckbeanspruchung wie Baugrubensicherungen oder Tunnelbauwerken empfohlen.



---

## Ausführung

Verdichtungsinjektionen können im top-down – oder bottom-up Verfahren durchgeführt werden. Das top-down Verfahren ist v. a. im oberflächennahen Bereich, bei Verdichtungsinjektionen mit dem Ziel der Hebung (Kategorie 5 und 6) sowie als Alternative zu Unterfangungen geeignet [Byle, 2000]. Das bottom-up Verfahren bietet sich bei den Anwendungskategorien 1 bis 4 an, bei denen möglichst wenig Hebungen gewünscht sind [Bandimere, 1997]. Die Verfahren können auch kombiniert werden z. B. zur Baugrundverbesserung kann zunächst der oberflächennahe Bereich mit dem top-down Verfahren unter Vermeidung von Hebungen verbessert werden. Durch die bereits erstellten, oberflächennahen Injektionssäulen abgeschirmt, wird anschließend der tieferliegende Teil des zu verbessernden Bereiches mit dem bottom-up Verfahren verdichtet. Geneigte Injektionssäulen sollten eine Neigung  $>20^\circ$  zur Vertikalen nicht überschreiten.

Wichtig für den kontinuierlichen Verdichtungserfolg ist eine möglichst gleichmäßige Verteilung der Injektionsvolumina auf alle Rasterpunkte. Bei der Bauausführung sollte das maßgebende Abbruchkriterium für Primärinjektionen das Injektionsvolumen, für Sekundärinjektionen der Injektionsdruck oder das Injektionsvolumen und für Tertiärinjektionen der Injektionsdruck oder die Hebungen sein [Baez, Henry, 1993]. Dies ist ein Beleg für eine schrittweise Verdichtung von der Fertigstellung der Primärsäulen bis zu den Tertiärsäulen.

Nach [ASCE, 2010] ist der Anteil des Druckverlustes in der Verrohrung im Verhältnis zum Injektionsdruck klein und kann durch einen einfachen Abschlag berücksichtigt werden. In einer ersten Abschätzung können  $10 \text{ kN/m}^2$  je lfm Leitung angenommen werden. Für eine genauere Bestimmung können Vorversuche mit den verwendeten Gerätschaften und dem gewählten Injektionsmittel vor Ort durchgeführt werden.

Die Differenz zwischen dem Peak im Druckverlauf über die Zeit und der Relaxation gibt einen Hinweis auf das Maß der Verdichtung des Bodens. Wenn diese Differenz abnimmt oder der Druckverlauf sich dem Grenzdruck (Abbruchkriterium) nähert, ist die Injektionsrate herab zu setzen. [Baker, 1985] empfiehlt, einen maximalen Injektionsdruck von etwa  $700 \text{ kN/m}^2$  unter dem Druck auszuführen, der eine Verplombung zur Folge hätte. Ein plötzlicher Anstieg deutet bei nichtbindigen Böden auf eine Verplombung hin, hervorgerufen durch eine zu hohe Ausblutrate des Injektionsmittels. Bei bindigen Böden besteht diese Gefahr nicht, da die geringe Durchlässigkeit ein schnelles Ausbluten verhindert.

Bleibt der Druck über längere Zeit konstant, kann die Injektionsrate stetig erhöht werden. Steigt der Druck jedoch zu schnell an, wird die Injektionsrate verringert. Liegt der Anstieg etwa bei  $< 55 \text{ kN/m}^2$  pro Minute ist die gewählte Rate optimal [ASCE, 2010]. Die Injektionsrate kann bei lockerer Lagerung des Bodens größer gewählt werden als bei dichter Lagerung. In wasserungesättigtem Boden ist es nicht notwendig, die Injektionsrate zu limitieren. Im wassergesättigten Boden hingegen ist die Rate durch die Durchlässigkeit des Bodens begrenzt [Al-Alusi, 1997]. Daher werden bei größeren Feinkornanteilen in gesättigtem Boden kleinere Injektionsraten bei gleichzeitig größeren relativen Injektionsvolumina anstelle von engeren Rasterweiten empfohlen.

Gegenüber durchlässigeren nichtbindigen Böden sind bei bindigen Böden andere Injektionsparameter anzuwenden. Der ausführbare Injektionsdruck ist i. d. R. kleiner als bei nichtbindigen Böden. Die Injektionsrate bei wassergesättigten bindigen Böden ist unmittelbar durch die Durchlässigkeit, d. h. durch die Geschwindigkeit des Porenwasserdruckabbaus begrenzt.

Bei einer Wechsellagerung mit unterschiedlich tragfähigen Baugrundsichten sollten zunächst die weniger tragfähigen Schichten injiziert werden bis ihre Tragfähigkeit etwa derer der besser tragfähigen Schichten entspricht [Al-Alusi, 1997]. Dadurch kann ein Entweichen des Injektionsmittels von der besser tragfähigen in die weniger tragfähige Schicht vermieden werden.



---

## Qualitätskontrolle

[Graf, 1992] empfiehlt zur Qualitätskontrolle die Durchführung von Drucksondierungen (CPT) vor und nach der Maßnahme. Die Untersuchungspunkte der CPT nach der Verdichtung sind dabei so zu wählen, dass diese im Zentrum zwischen den Rasterpunkten liegen. Bei der Auswertung ist zu beachten, dass diese Stellen vermutlich den kleinsten Verdichtungserfolg aufweisen.

---

## 9. Zusammenfassung und Ausblick

---

### Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurden numerische Studien zum mechanischen Verhalten und zur Entwurfoptimierung von Verdichtungsinjektionen durchgeführt. Basierend auf einem Finite Elemente Berechnungsmodell wurde ein Konzept zur Entwurfoptimierung der Rastergeometrie von Verdichtungsinjektionsfeldern entwickelt.

Verdichtungsinjektionen gelten bislang als empirisches Verfahren mit unterschiedlichen Anwendungsfällen in der Baupraxis. Aus diesem Grund wurde zunächst der Stand der Forschung und Technik umfangreich recherchiert (Kapitel 2). Zur systematischen Eingliederung der zusammengetragenen Anwendungsfälle wurden die Verdichtungsinjektionsmaßnahmen in sechs Anwendungskategorien unterteilt. Die Eingliederung erfolgte nach der Wirkungsweise (Verdichtung oder Hebung) und nach den Baugrundverhältnissen bzw. der Bauwerkseinwirkung (Kapitel 2.2.1). Die verwendeten Geräte und Injektionsmittel sowie deren wesentliche Eigenschaften auch im Hinblick auf die Abgrenzung zu Injektionsmitteln für Aufbrechinjektionen wurden beschrieben (Kapitel 2.2.2). Aus den Projektbeispielen und den weiteren Literaturstellen wurden übliche Bandbreiten für Planungs- und Ausführungsgrößen zusammengestellt und gängige Methoden zur Qualitätskontrolle beschrieben (Kapitel 2.2.3, 2.2.4 und 2.2.5). Neben den Erkenntnissen aus einigen Forschungsversuchsfeldern der letzten 40 Jahre wurden auch Berichte über Versuchsfelder in der Baupraxis zusammengefasst (Kapitel 2.3). Hinzu kommen mehrere Laboruntersuchungen bei denen vertiefte Erkenntnisse zum bodenmechanischen Verhalten von Verdichtungsinjektionen gewonnen wurden (Kapitel 2.4).

Zur ganzheitlichen Beschreibung des Mechanismus wurden aus dem Literaturstudium die wesentlichen Erkenntnisse zum Vorgang der Verdichtungsinjektion und ihre Grenze zur Aufbrechinjektion sowie das Spannungs-Deformations-Verhalten des Injektionsmittels und des umliegenden Bodens in Kapitel 3 herausgestellt. Die Inhalte sind nachfolgend kurz zusammengefasst:

Verdichtungsinjektionen sind volumengesteuerte Vorgänge, bei denen ein mörtelähnliches Injektionsmittel mit hohem Druck als kompakter Körper in den Boden eingepresst wird, um diesen zu verdrängen. Trotz der deutlichen Grenze zwischen Injektionsgut und Boden, kommt es je nach Sättigungsgrad und Durchlässigkeit des Bodens zum Ausbluten. Die Injektionsrate sollte nicht die Ausblutrate übersteigen, da sonst das Injektionsmittel beim Expandieren in den Boden zunächst flüssig bleibt und dadurch die Gefahr eines Bodenaufbruches gegeben ist [Byle, 2000]. Eine höhere Viskosität begünstigt die Kontrollierbarkeit der expandierenden Masse, die durch die innere Reibung des Injektionsmittels gewährleistet wird. So kommt es zu einer kompakten Baugrundverdrängung in der bevorzugten radialen Hauptspannungsrichtung und es erfolgt kein Aufbrechen des Bodens.

Für einen gegebenen Injektionsdruck variiert der Durchmesser der Injektionssäule in Abhängigkeit der Bodenart, der Lagerungsdichte, der Injektionsrate und des Wassergehaltes [Warner, 1982]. Am häufigsten findet in der Baupraxis eine zylinderförmige Aufweitung des Injektionskörpers statt [ASCE, 2010]. Bei nichtbindigen Böden ist die Abhängigkeit der Form von der Injektionsmittelrezeptur größer als von den Herstellungsparametern [Bezuijen, van Tol, 2007]. Im Ton ist die Form maßgeblich vom Überkonsolidierungsgrad, vom Anfangsspannungszustand des Bodens und von der Rasterweite abhängig.

Der Verdrängungsvorgang verursacht ein komplexes System radialer und tangentialer Spannungen im Boden. In vertikaler Richtung sind diese Spannungen durch die Überlagerungsspannung, in horizontale Richtung durch die Festigkeit des Bodens begrenzt. Es ergibt sich eine etwa kugel- bis zylinderförmige Spannungsverteilung entsprechend der Injektionskörperform mit maximalen radialen Spannungen nahe dem Injektionskörper und Spannungen, die sich mit größer werdendem Abstand

---

zum Injektionskörper dem Anfangsspannungszustand des Bodens nähern. Die verursachten radialen Verschiebungen nehmen mit dem Abstand zur Injektionsstelle analog zur radialen Spannungsverteilung überproportional ab. Mit steigendem Injektionsdruck vergrößert sich der Einflussradius des Injektionskörpers.

Der Verdichtungsvorgang kann in nichtbindigen Böden in die zwei Mechanismen, Partikelbruch sowie Partikelgleiten und –rollen (Abscheren des Bodens) unterteilt werden. Der Partikelbruch wiederum kann nach [Dietrich, Arslan, 1985] in Form der *Abrasion*, d. h. oberflächliches Abscheren von Kornfragmenten oder als *Kornbruch* in zwei oder mehrere etwa gleich große Kornfragmente erfolgen. Bei einem locker gelagerten nichtbindigen Boden dominiert zunächst das Partikelgleiten und –rollen sowie das kontraktante Verhalten. Mit zunehmender Verdichtung kommt es zu dilatantem Verhalten und es kann zusätzlich zu Partikelbruch und damit zu einer Auflockerung kommen.

Die Verdichtung eines locker gelagerten Bodens ergibt sich somit nicht nur aus der Verdrängung durch das Volumen des Injektionskörpers, sondern zusätzlich durch die Volumenstauchungen infolge seines kontraktanten Verhaltens. Die Verdichtungswirkung auf einen Boden hängt daher maßgeblich von der Überdeckungslast und der Anfangslagerungsdichte des Bodens ab. Ebenso besteht eine Abhängigkeit von der Korngrößenverteilung des Bodens. Grobkörnigere, tragfähigere Böden können mit kleinerem relativem Injektionsvolumen genauso gut verbessert werden, wie feinkörnigere, weniger tragfähige Böden.

Wassergesättigte bzw. nahezu wassergesättigte Böden mit niedriger Durchlässigkeit konsolidieren infolge der Restspannungen aus Verdichtungsinjektionen. Die Konsolidation hat eine Verbesserung der Tragfähigkeit zur Folge, die allerdings kleiner ist als bei einer dränierten Verdichtung in einem durchlässigeren Boden. Ebenso, wie von der Durchlässigkeit des Bodens, ist der Grad der anschließenden Verdichtung von dem Sättigungsgrad des Bodens abhängig. Bei größerer Sättigung ergibt sich eine Reduzierung der wirksamen Hauptspannungen und damit kleinere Verdichtungsgrade als bei kleinerer Sättigung.

Mit größer werdendem Injektionskörper vergrößert sich der erforderliche Injektionsdruck zum Weiterverdichten des Bodens bis der Grenzdruck erreicht wird, ab welchem Hebungen an der Oberfläche erfolgen. Der Grenzdruck ist von der Tiefe der Injektion, dem Radius des Injektionskörpers und ggf. dem Säulengewicht abhängig [Wong et al., 1996]. Der Bruchmechanismus des Hebungsvorganges wurde bisher noch nicht eindeutig geklärt. Es existieren Theorien mit unterschiedlichen angenommenen Bruchkörperformen.

Geschlossene Lösungen für die Aufweitung des Injektionskörpers können anhand der Theorie der Hohlraumaufweitung (engl.: cavity expansion theory) abgeleitet werden. Eine der bekanntesten geschlossenen Lösungen für Verdichtungsinjektionsvorgänge ist in [Vesic, 1972] beschrieben. Hier wird die Theorie der Hohlraumaufweitung auf zylinder- und kugelförmige Aufweitungen angewendet. Der Boden wird dabei als isotropes, elastisch-plastisches Kontinuum mit Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb angenommen. Die Spannungsverteilung am Rand des Hohlraumes ist konstant. Der Hohlraumrand wächst zu einem kugel- bzw. zylinderförmigen Körper an. In [Vesic, 1972] wird infolge dessen vorausgesetzt, dass sich eine plastische Zone ausbildet. Jenseits dieser Zone bleibt das Verhalten elastisch.

Die numerische Simulation speziell von Verdichtungsinjektionen wurde bisher nur sehr vereinzelt überwiegend auf Grundlage der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Ähnliche Verdrängungsprozesse findet man bei Maßnahmen wie der Aufbrecheinjektion, Rüttelstopfverdichtung, Herstellung eines Verdrängungspfahls oder Drucksondierung. Die Modellierungsmethoden können nach dem Grad der Homogenisierung unterschieden werden. Im Falle äußerster Homogenisierung mittels eines kontinuierlichen Modells wird der gesamte Verbesserungsbereich zusammengefasst. Es wird z. B. ein äquivalentes Material mit homogener erhöhter Steifigkeit dargestellt. Der

---

Herstellungsprozess der Baugrundverbesserung wird übersprungen. Bei partiellen Modellen wird das Einbringen des Materials bzw. die Aufweitung in einem erweiterten, repräsentativen Bereich modelliert. Dieser repräsentative Bereich wird z. B. mit einer Volumendehnung beaufschlagt. Die Volumendehnung entspricht dem eingebrachten Volumenanteil bezogen auf das erweiterte Repräsentativvolumen. Der Vorteil dieser Methode ist eine teilweise Berücksichtigung des Herstellungsprozesses bei gleichzeitig moderatem Rechenaufwand. Beim quasi-exakten Modell werden der verbesserte Baugrund und das eingebrachte Material volumengenau explizit dargestellt. Hierdurch können die Spannungs-Deformations-Zustände infolge Aufweitung mit einer maximalen Genauigkeit berechnet werden. Die Simulation der Aufweitung kann druck-, volumendehnungs- oder verschiebungsgesteuert erfolgen. Der Boden wurde bei den bisherigen numerischen Berechnungsmodellen überwiegend mit elastoplastischen Stoffgesetzen abgebildet. Häufig wurden Stoffgesetze nach der Theorie des kritischen Zustands, vereinzelt auch Hypoplastizität oder das Hardening Soil Modell verwendet. Bei der Nachrechnung von Hebungen, z. B. infolge von Kompensationsinjektionen wurden auch Stoffgesetze ohne Verfestigung eingesetzt.

Für die numerischen Berechnungen in dieser Arbeit wurde die Methode der Finiten Elemente verwendet. Die extremen Verzerrungen eines Verdrängungsvorganges konnten mit Hilfe eines kontinuumsmechanischen Ansatzes auf Grundlage der Eulerschen Betrachtungsweise beherrscht werden. Dazu wurde vom Softwarehersteller des FE-Programmes Tochnog die *Updated with Rotation Euler Formulation* eigens für die Untersuchungen dieser Arbeit entwickelt (Kapitel 4.1.3). Die Verwendung der Eulerschen Betrachtungsweise ist unüblich für die Berechnung eines Spannungs-Deformations-Vorganges, hat aber bei extremen Deformationen den Vorteil, dass es hier zu keinerlei Netzverzerrungen kommt. Zusätzlich wurde eine Formulierung basierend auf der Theorie großer Verformungen getestet. Die *Updated with Rotation Euler Formulation* erwies sich als geeigneter. Sie wurde durch einen Vergleich mit der geschlossenen analytischen Lösung einer Hohlraumaufweitung im isotropen Vollraum nach [Vesic, 1972] verifiziert (Kapitel 5.1).

Als Stoffgesetze für den Boden wurden Elastoplastizität mit Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb und ein hypoplastischer Ansatz nach [Kolymbas, 1988] erweitert durch [v. Wolfersdorff, 1996] verwendet (Kapitel 4.2). Grundsätzlich ist für Verdichtungsvorgänge das hypoplastische Stoffgesetz geeigneter, da es Baugrundeigenschaften wie Verfestigung bzw. Barotropie sowie Pyknotropie, d. h. Dichteabhängigkeit berücksichtigt. Bei der Nachrechnung eines Injektionslaborversuches wurde dies quantitativ belegt (Kapitel 5.2). Einerseits konnten sowohl mit Hypoplastizität als auch mit Elastoplastizität die gemessenen Spannungen nachgerechnet werden. Andererseits wurden die gemessenen Verschiebungen erheblich besser durch den hypoplastischen Ansatz angenähert. Bei der Sensitivitätsanalyse der acht hypoplastischen Parameter stellte sich heraus, dass die für die Form der Kompressionskurve verantwortliche Granulathärte  $h_s$  und deren Exponent  $n$  den deutlichsten Einfluss auf die Ergebnisse haben.

Der Einfluss der globalen Netzdiskretisierung wurde mit 3D FE-Modellen und zum Vergleich mit rotationssymmetrischen 2D-Modellen an Einzelinjektionen untersucht (Kapitel 5.3). Die Porenzahl und damit die berechnete Verdichtung sind nahezu unbeeinflusst von der Netzfeinheit. Die Setzungen hingegen näherten sich mit zunehmender Netzfeinheit asymptotisch einem konstanten Wert. Mit dem rotationssymmetrischen Modell wurde eine etwas geringere Verdichtung als mit dem 3D-Modell berechnet. Bei der Variation der Elementhöhe im Bereich der Überdeckung über der Injektion wurde kein maßgeblicher Einfluss auf die Setzungen an der GOK festgestellt. Unter Ausnutzung der Rastersymmetrie und bei einem üblichen Aufweitungsradius von 50 cm sollte ein 1 m langer Säulenabschnitt in einem 3D-Modell aus mehr als 300 Elementen bestehen. Bei der Diskretisierung des Herstellungsvorganges wurde festgestellt, dass die Schrittweite in Relation zur Netzfeinheit maßgeblich ist. Wie auch beim Einfluss der Netzfeinheit ist der Einfluss auf die vertikalen Verschiebungen an der GOK deutlicher als auf die Porenzahl bzw. die Verdichtungswirkung. Tendenziell ergeben sich kleinere Hebungen bzw. größere Setzungen und damit kleinere Porenzahlen

---

bei kleineren Aufweitungsschritten. Die Wahl der Schrittweiten sollte mit Rücksicht auf die langen Berechnungsdauern nicht zu klein gewählt werden.

Aus der Baupraxis und aus Forschungsarbeiten wie z. B. [El-Kelesh, Matsui, 2003] ist der signifikante Einfluss der Herstellreihenfolge bei Verdichtungsinjektionsrastern bekannt. Neben der horizontal sequenziellen Herstellung werden die Säulen auch vertikal bei Verdichtungsmaßnahmen meistens mit der bottom-up Methode hergestellt. Daher wurde der Einfluss der Herstellreihenfolge auf die Verdichtung und vertikale Verschiebung der GOK durch einen Vergleich von 3D-Modellen und rotationssymmetrischen 2D-Modellen bestimmt (Kapitel 5.4). Die Ergebnisse hängen sowohl maßgeblich von der vertikalen Herstellreihenfolge als auch von der gewählten Injektionsstufenhöhe ab. Mit zunehmender Injektionsstufenhöhe nehmen die Hebungen zu bzw. die Setzungen ab; die Verdichtung nimmt ab. Die Injektionsdrücke nehmen mit größeren Injektionsstufenhöhen linear zu. Bei der top-down Methode sind die Injektionsdrücke etwas größer als bei der bottom-up Methode. Der Einfluss von der Injektionsstufenhöhe lässt sich durch eine Gewölbewirkung zwischen übereinander liegenden Injektionsstufen erklären. Diese Gewölbewirkung verschwindet mit kleiner werdenden Injektionsstufen und die Verdichtung wird besser verteilt.

Die Annahme eines horizontal unverschieblichen Modellrandes beim rotationssymmetrischen 2D-Modell ist zumindest bei kleineren Rasterweiten ungenau, da die Bodenteilchen in der Praxis auch dort horizontale Verschiebungen infolge der Säulenherstellung erfahren an denen der unverschiebliche Rand angenommen wird. Im Berechnungsmodell können die entsprechenden Randknoten ab einer bestimmten Verdichtung nur noch nach oben ausweichen. Gerade bei kleinen Rasterweiten wirkt sich diese vereinfachte Annahme überproportional auf die vertikalen Verschiebungen und damit auch auf die Verdichtungswirkung aus. Es werden zu große Hebungen und damit zu geringe Verdichtungen berechnet. Ein weiterer Fehler ergibt sich aus der Vernachlässigung der horizontal sequenziellen Herstellung. Hier sind wie bei dem Einfluss der vertikalen Herstellreihenfolge die Verdichtung und die Setzungen gegenüber den Modellen ohne horizontal sequenzielle Herstellung größer. Die Größenordnung beider Fehler hängen maßgeblich von der Rasterweite ab. Es wurde eine Mindestmodellweite ermittelt, ab welcher der Fehler so gering ist, dass mit dem rotationssymmetrischen 2D-Modell hinreichend genaue Ergebnisse erzielt werden. Diese Mindestmodellweite ist von Systemparametern, wie z. B. den Baugrundverhältnissen abhängig. Infolge dieser Erkenntnisse wurde ein rotationssymmetrisches 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung entwickelt, mit welchem einerseits die langen Berechnungsdauern der 3D-Modelle umgangen und andererseits hinreichend genaue Ergebnisse erzielt wurden. Bei diesem Modell werden alle Säulen innerhalb der ermittelten Mindestmodellweite in einer Berechnungsprozedur simuliert. Die Anzahl der Berechnungsläufe der Prozedur entspricht dabei der Anzahl der Säulen im Berechnungsausschnitt. Der Modellradius ist äquivalent zur Mindestmodellweite (s. Abbildung 83).

Mit einem rotationssymmetrischen 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung wurde das Bauprojekt IKEA Logistikzentrum Dortmund aus dem Jahre 2001/2002 nachgerechnet (Kapitel 6). Das Logistikzentrum wurde auf einer künstlich bis rd. 15 m Höhe aufgeschütteten Bergematerial-Halde aus dem Steinkohlebergbau errichtet. Im Zuge der Herstellung der Fundamentplatte wurden große Setzungen des bereichsweise sehr locker gelagerten Bergematerials festgestellt. Zur Sanierung wurden Verdichtungsinjektionen ausgeführt, da man hierbei die Errichtung des Bauwerks fortsetzen konnte. Die baubegleitenden Messungen, das ausgeführte Versuchsfeld vor Herstellung des Säulenrasters sowie ein Belastungsversuchsfeld zur Vorabschätzung der Setzungsreduktion wurden hinsichtlich Verdichtung und Setzungen über die vorhandenen Projektunterlagen hinaus detailliert ausgewertet (Kapitel 6.2 und 6.3). Für das Bergematerial wurden die Mindestmodellweite wie in Kapitel 5.4 sowie die hypoplastischen Parameter anhand von Laborversuchen, einer Back-Analysis und empirisch nach [Herle, 1997] bestimmt. Mit den Berechnungen konnten die Verdichtung, die Setzungsreduktion und die gemessenen Injektionsdrücke nachgerechnet werden. Die vertikalen Verschiebungen der GOK infolge der Verdichtungsinjektionen konnte nicht ausreichend genau angenähert werden. Diese Diskrepanz begründet sich in der zyklischen Belastung bei der Herstellung des Säulenrasters. Diese



---

zyklischen Anteile der Belastungsgeschichte werden bei der durchgeführten Berechnungsprozedur und dem gewählten Stoffgesetz, dass nur für monotone Belastungen gültig ist, nicht erfasst. Für eine korrekte Abbildung wäre hier das mit intergranularer Dehnung erweiterte hypoplastische Stoffgesetz nach [Niemunis, Herle, 1997] und eine 3D Berechnung erforderlich. Da die injektionsbedingten Hebungen an der GOK häufig durch rechnerisch nicht erfassbare lokale Undichtigkeiten (z. B. im Ringraum zwischen Injektionslanze und Boden) entstehen bevor der Grenzdruck erreicht ist, war deren Berechnung ohnehin kein ausgewiesenes Ziel der Untersuchungen.

In Kapitel 7 wurde eine numerische Parameterstudie zur Verdichtungswirkung mit dem rotationssymmetrischen 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung am Beispiel von Schlabendorf-Sand durchgeführt. Der Sand wurde mit dem hypoplastischen Ansatz nach [Kolymbas, 1988] erweitert durch [v. Wolffersdorff, 1996] stofflich modelliert. Zunächst wurden in Kapitel 7.2 die Abhängigkeiten des Einflussradius einer Einzelsäule untersucht. Es ergaben sich eine maßgebliche Beeinflussung von der Anfangslagerungsdichte sowie eine geringere Beeinflussung durch die kompressionsbestimmenden hypoplastischen Parameter  $h_s$  (Granulathärte) und  $n$  (Exponent der Granulathärte).

Zusätzlich wurde in Kapitel 7.2 die maximale Rasterweite bestimmt, bei der noch eine Gruppenwirkung von Injektionssäulenrastern erkennbar ist. Als Einflussradius des Injektionssäulenrasters wurde die halbe Rasterweite deklariert, ab der keine bautechnisch relevante Gruppenwirkung mehr erkennbar war. Die berechneten Einflussradien der Injektionssäulenraster lagen beim 8 – 10fachen Wert der Säulenradien und waren unabhängig von der Anfangsporenzahl. Mit der weiteren Auswertung der Berechnungsergebnisse wurden Einflussradien von Einzelinjektionen mit denen von Säulenrastern über den Gruppenwirkungsfaktor  $\eta_{Gr}$  verglichen. Der Gruppenwirkungsfaktor ist der Quotient aus dem Einflussradius eines Injektionssäulenrasters und einer einzelnen Injektion. Für die gewählte Parametervariation ergaben sich Gruppenwirkungsfaktoren von  $\eta_{Gr} = 1,3 - 2,8$ .

Um den Einfluss der Anfangsbedingungen eines Bodens auf die Verdichtungswirkung von Injektionssäulenrastern zu untersuchen, wurden in Kapitel 7.3 die Anfangslagerungsdichte und die Konsolidationsauflast variiert und in Abhängigkeit des relativen Injektionsvolumens ausgewertet. Sowohl die Anfangsdichte des zu verbessernden Bodens als auch dessen Initialspannungen zeigten einen erheblichen Einfluss auf die Verdichtungswirkung und das Verbesserungspotenzial. Damit wurden die Ergebnisse des Laborversuchs von [El-Kelesh et al., 2009] und die in der Praxis gesammelten Erfahrungen [ASCE, 2010] bestätigt. Für die optimale Injektionsmenge, ab welcher eine homogene Verdichtung berechnet wurde, ergab sich nur eine Abhängigkeit von der Anfangslagerungsdichte. Die Ergebnisse zeigten zum einen, dass das Verfahren mit zunehmender Injektionstiefe oder bei vorhandener Bebauung geeigneter ist als z. B. oberflächennah in unbebautem Gelände. Bei oberflächennaher Bebauung ist jedoch auch das Schadensrisiko höher. Zum anderen wächst die Eignung des Verfahrens mit der Deformationsempfindlichkeit des Bodens. Die Schwankungsbreite der optimalen relativen Injektionsvolumina bei üblichen Anfangsbedingungen wurde mit  $a_{s,opt} \approx 8\% - 12\%$  für den gewählten Boden berechnet. Die Setzungen können dadurch etwa halbiert werden. Die Parameterstudie zeigte außerdem, dass die Verbesserungszunahme mit ansteigendem Injektionsvolumen sinkt.

Abschließend wurden bei der Parameterstudie in Kapitel 7.4 die Optimierungsmöglichkeiten für Verdichtungsinjektionsraster getestet. Die Variation der Injektionsstufenhöhe in Kapitel 5.4 ergab eine signifikante Erhöhung der Dichte bei Reduzierung der Injektionsstufenhöhe. Daher war auch durch eine Verfeinerung des Injektionsrasters bei gleichbleibendem Gesamtsäulenvolumen mit einer Erhöhung der Dichte zu rechnen. Als weitere mögliche Maßnahme zur Optimierung der Verdichtungswirkung wurde die Vorverdichtung der Überdeckung der Injektionssäulen untersucht. Sowohl die Verfeinerung des Injektionsrasters als auch die Vorverdichtung oberflächennaher Schichten führte zu einer größeren Setzungsreduktion gegenüber dem gröberen Injektionsraster ohne Vorverdichtung.



---

Die oberflächennahe Vorverdichtung dürfte in den meisten Fällen wirtschaftlich sinnvoll sein, da sich die Mehrkosten in Grenzen halten. In der Verfeinerung des Injektionsrasters steckt ein größeres Optimierungspotenzial. Durch die größere Anzahl an Umsetzungsvorgängen bei der Säulenherstellung, ist aber mit Mehrkosten durch eine verlängerte Bauzeit zu rechnen. Im Zuge des Planungsprozesses sollte daher eine Entwurfsoptimierung bzw. Kosten-Nutzen-Abwägung z. B. anhand einer numerischen Parameterstudie für das Injektionsraster durchgeführt werden. Dabei werden die Planungsparameter Rasterweite, Injektionsvolumen je Injektionsstufe bzw. Säulenradius sowie Injektionsstufenhöhe variiert und die aus den Varianten resultierende Verbesserung den Baukosten gegenübergestellt. Diese und weitere Erkenntnisse aus der Auswertung der Verdichtungsinjektionen für das IKEA Logistikzentrum Dortmund sowie aus dem Literaturstudium wurden in Form von Empfehlungen und Hinweisen für die Planung, Ausführung und Qualitätskontrolle von Verdichtungsinjektionsmaßnahmen in Kapitel 8 zusammengefasst.

## Ausblick

In weiteren Untersuchungen könnten zunächst weitere Modifikationen in der konstitutiven Stoffmodellierung des Bodens bei der numerischen Berechnung von Verdichtungsinjektionen vorgenommen werden. Um das zyklische Spannungs-Deformations-Verhalten zu berücksichtigen, ist die Berechnung mit dem hypoplastischen Ansatz nach [Niemunis, Herle, 1997] empfehlenswert. Aufgrund des überwiegend horizontal gerichteten Vorgangs von Verdichtungsinjektionen ist der Einfluss der Anisotropie des Bodens sicherlich ein weiterer interessanter Aspekt für weiterführende Forschungstätigkeiten. Hierzu kann z. B. die hypoplastische Stoffgesetzversion nach [Bauer et al., 2004] verwendet werden. Zusätzlich könnten Stoffgesetze die Kornbruch berücksichtigen eingesetzt werden. Für eine Untersuchung von Verdichtungsinjektionen in bindigen und wassergesättigten Böden sind Formulierungen notwendig, die zeitabhängiges Verhalten abbilden können. Durch größere Prozessorleistungen und weiterentwickelte Softwaresysteme könnten numerische Berechnungen mit 3D-Modellen anstelle der hier vorgestellten Berechnungsprozedur erfolgen. Somit könnten die Spannungen genauer berechnet werden. In einzelnen Spannungspunkten innerhalb eines Injektionsrasters könnten die Be- und Entlastungsanteile genau ermittelt werden. Die Kombination von 3D Berechnungen mit erweiterten Stoffgesetzen würde eine Berechnung der herstellungsbedingten vertikalen Verschiebungen möglich machen.

Detaillierte Untersuchungen zum Filtrationsverhalten des Injektionsmittels sind notwendig. Intensive Labor- und Felduntersuchungen könnten Tabellenwerke für eine Abschätzung der Ausblutrate von Injektionsmitteln in Abhängigkeit des Bodens, der Initialspannungen, der Viskosität des Injektionsmittels, etc. liefern. Zusätzlich wären Untersuchungen zum Reibungsverlust innerhalb des expandierenden Injektionskörpers je nach Rezeptur notwendig, um den an den Boden abgegebenen Injektionsdruck vom gemessenen Pumpdruck ableiten zu können.

Über die Anwendung der Verdichtungsinjektionen hinaus, ist die Anwendung des hier eingesetzten kontinuumsmechanischen Ansatzes für weitere Verdrängungsvorgänge wie z. B. Verdrängungspfähle, Rüttelstopfsäulen oder auch Verpressanker in der Geotechnik von Interesse. Auch andere Softwarehersteller bieten in diesem Zusammenhang Lösungsansätze wie z. B. Abaqus eine gekoppelte Euler-Lagrange Methode (engl.: Coupled Eulerian-Lagrangian Approach, CEL), die in [Grabe, Pucker, 2012] für Verdrängungspfähle angewendet wurde.

Ziel sollte es letztlich sein, die komplexen Verdrängungsvorgänge z. B. einer Bodenverbesserung in einem einzigen, integrierten Berechnungsmodell zusammen mit weiteren geotechnischen Bauphasen bis hin zum Gebrauchstauglichkeitsnachweis für eine optimale Bauplanung modellieren zu können.





---

## 10. Anhang

---

---

## Abbildungsverzeichnis

---

Abbildung 1: Einordnung Verdichtungsinjektion in die Baugrundverbesserung.....	3
Abbildung 2: Anwendungsgrenzen von Injektionsverfahren [Keller-Grundbau-GmbH] .....	4
Abbildung 3: Prinzipskizze Verdichtungsinjektion (oben) und Aufbrechinjektion (unten) .....	5
Abbildung 4: Anwendungskategorien von Verdichtungsinjektionen .....	6
Abbildung 5: Oberflächennahe und tiefe Injektion, [Byle, 2000] .....	10
Abbildung 6: Abhängigkeiten der Injektionsmitteleigenschaften .....	14
Abbildung 7: Korngrößenverteilungsband für Sandzuschlag bei Injektionsmitteln .....	15
Abbildung 8: Planungsschritte bei Verdichtungsinjektionsmaßnahmen .....	17
Abbildung 9: Anordnungen von Verdichtungsinjektionen [Graf, 1969] .....	19
Abbildung 10: Empfohlener Verbesserungsbereich in locker gelagerten Schichten nach [Graf, 1992]	20
Abbildung 11: Mindestabstände zu Baugrubensicherungen und Nachbarbebauung nach [Graf, 1992]	21
Abbildung 12: Typische Injektionsdruckverläufe nach [Baker, 1985] .....	22
Abbildung 13: Phasen der Qualitätssicherung.....	24
Abbildung 14: Untersuchte Parameter bei Forschungsversuchsfeldern .....	27
Abbildung 15: Lageplan Versuchsfeld [Brown, Warner, 1973] .....	27
Abbildung 16: Lageplan Versuchsfeld [Warner et al., 1992] .....	28
Abbildung 17: Lageplan Versuchsfeld [Iagolnitzer, 1999] .....	29
Abbildung 18: Lageplan Versuchsfeld [El-Kelesh, Matsui, 2003] .....	29
Abbildung 19: Lageplan Versuchsfeld [Miluski, Bonita, 2012].....	31
Abbildung 20: Laborversuch [C.E.B.T.P., 1987, 1988].....	34
Abbildung 21: Laborversuch [Nichols, Goodings, 2000] .....	34
Abbildung 22: Laborversuch [Bezuijen et al., 2007] .....	35
Abbildung 23: Laborversuch [El-Kelesh, Matsui, 2008], [El-Kelesh et al., 2009] .....	36
Abbildung 24: Laborversuch [Bolton et al., 1994], [Bolton et al., 1996] .....	37
Abbildung 25: Laborversuch [Komiya et al., 2001] .....	37
Abbildung 26: Laborversuch [Au et al., 2006a] .....	38
Abbildung 27: Laborversuch [Liao et al., 2006] .....	40
Abbildung 28: Abhängigkeit Injektionsdruckanteile von Injektionsmitteldurchlässigkeit [Byle, 2000]	42
Abbildung 29: Mechanismus der Aufbrechinjektion nach [Bezuijen, van Tol, 2007] .....	43
Abbildung 30: Einflüsse auf die Injektionskörperausdehnung bei nichtbindigen Böden .....	44
Abbildung 31: Idealisierte Injektionskörperformen und charakteristische Spannungsverteilung .....	45
Abbildung 32: Abhängigkeit der Verschiebung zum Injektionskörperabstand [Byle, 2000] .....	45
Abbildung 33: Einflüsse auf die Verdichtungswirkung bei nichtbindigen Böden.....	46
Abbildung 34: Abhängigkeit der Verbesserungseffektivität von der Baugrundsteifigkeit .....	47
Abbildung 35: Abhängigkeit Verdichtungsgrad von Sättigung und Durchlässigkeit .....	48
Abbildung 36: Porenwasserdrücke um eine Verdichtungsinjektion nach [Kovacevic et al., 2000] .....	48
Abbildung 37: Abhängigkeit der Verbesserung der Tragfähigkeit von OCR .....	49
Abbildung 38: Idealisierter Hebungsmechanismus.....	50
Abbildung 39: Einflüsse auf die Hebungseffizienz bei bindigen Böden .....	50
Abbildung 40: Einfluss der Rasterweite bei normal- und schwach überkonsolidierten Böden .....	51
Abbildung 41: Sphärische Grenze im homogen, isotropen Boden [Al-Alusi, 1997].....	52
Abbildung 42: Spannungsverteilung für linear-elastischen Sonderfall [Baguelin et al., 1978].....	55
Abbildung 43: Elastoplastische Grenzfläche nach [Vesic, 1972] .....	55
Abbildung 44: Dränierte Spannungsverteilung bei Elastoplastizität nach Mohr-Coulomb .....	56
Abbildung 45: Konisches Scherversagen .....	57
Abbildung 46: Grenzinjektionsdruck nach [El-Kelesh et al., 2001] .....	58
Abbildung 47: Numerische Modellierungsansätze .....	60
Abbildung 48: Modellierungsmethoden für Baugrundverbesserungen.....	61
Abbildung 49: Modellierung der Aufweitung .....	62
Abbildung 50: Modellgeometrie nach ausnutzbaren Symmetrien .....	63

Abbildung 51: Bewegung eines Materialpunktes im Euklidischen Raum.....	66
Abbildung 52: Vergleich Langrangesche –, Eulersche Betrachtungsweise und ALE-Methode .....	67
Abbildung 53: Geometrische Linearisierung .....	69
Abbildung 54: Komponenten des Cauchyschen Spannungstensors.....	70
Abbildung 55: Spannungszustand im Hauptspannungsraum .....	71
Abbildung 56: Berechnung der Verteilung im Raumpunktenetz aus dem Materialpunktenetz.....	72
Abbildung 57: Modellierung des Injektionsvorganges mit <i>Updated with Rotation Euler Formulation</i> ....	73
Abbildung 58: Fließfläche nach Mohr-Coulomb .....	75
Abbildung 59: Darstellung der Grenzbedingung in der Deviatorebene nach [Matsuoka, Nakai, 1974]	79
Abbildung 60: Abhängigkeit Porenzahl $e$ von mittlerer Kornspannung $p_s$ nach [Herle, 1997] .....	80
Abbildung 61: Spannungsabhängigkeit der Porenzahlen $e_c$ , $e_d$ und $e_i$ [Bauer, 1996] .....	81
Abbildung 62: Finite Elemente Modell für den Vergleich mit einer analytischen Lösung .....	83
Abbildung 63: Numerische und analytische Ergebnisse im Schnitt A – A .....	84
Abbildung 64: Abmessungen [mm] Laborversuch [El-Kelesh et al., 2009].....	85
Abbildung 65: Korngrößenverteilungskurven [El-Kelesh et al., 2009] .....	85
Abbildung 66: Finite Elemente Modell für die Backanalysis .....	86
Abbildung 67: Vergleich gemessener mit berechneten Ergebnissen .....	88
Abbildung 68: Verzerrung des FE-Netzes bei <i>Updated Lagrange Formulation</i> .....	89
Abbildung 69: Horizontale Spannung, Dehnung und Porenzahlverteilung nach $V_i=38,7$ l.....	90
Abbildung 70: Porenzahlverteilung bei <i>Hypoplastizität – beste Näherung</i> .....	90
Abbildung 71: Abhängigkeit vertikale Verschiebung $v_{\text{mittel}}$ von Konsolidationsspannung $\sigma_v$ .....	91
Abbildung 72: Ergebnis der Sensitivitätsanalyse .....	92
Abbildung 73: Bereich der Sensitivitätsanalyse .....	93
Abbildung 74: Parameterstudie zur Netzdiskretisierung .....	94
Abbildung 75: Bestimmung des Radius eines rotationssymmetrischen 2D-Modells.....	95
Abbildung 76: Einfluss der Netzfeinheit vertikal (links) und horizontal (rechts) .....	96
Abbildung 77: Einfluss der Aufweitungsschrittweite 3D (oben) und rotationssymmetrisch (unten) ....	97
Abbildung 78: Modellvarianten des Aufweitungsvorganges .....	98
Abbildung 79: Einfluss der Injektionsstufenhöhe .....	99
Abbildung 80: Spannungstrajektorien und Porenzahlverteilung im verdichteten Boden.....	100
Abbildung 81: Grundriss des 3D-Modells mit horizontal sequenzieller Herstellung .....	101
Abbildung 82: Einfluss der Modellgeometrie.....	102
Abbildung 83: Rotationssymmetrisches 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung .....	103
Abbildung 84: IKEA Logistikzentrum Dortmund .....	104
Abbildung 85: Korngrößenverteilung des Bergematerials .....	105
Abbildung 86: Baugrundprofil IKEA Logistikzentrum Dortmund.....	106
Abbildung 87: Lageplan des Versuchsfeldes .....	107
Abbildung 88: Typische Druckverläufe [Schnell, 2009] .....	108
Abbildung 89: Lageplan des Verdichtungsinjektionsfeldes mit Setzungsmesspunkten .....	110
Abbildung 90: Gemessene Setzungen vor und nach der Verdichtungsinjektionsmaßnahme .....	111
Abbildung 91: Lageskizze der Verbesserungsverteilung im Injektionsfeld .....	112
Abbildung 92: Belastungsversuchsfeld BV2 .....	113
Abbildung 93: Zeitstrahl der setzungsrelevanten Bauphasen .....	113
Abbildung 94: Gemessener und interpolierter Setzungsverlauf.....	114
Abbildung 95: Bestimmung der Mindestmodellweite .....	115
Abbildung 96: Korngrößenverteilungskurven der Bergematerialproben.....	116
Abbildung 97: Kornbrüche .....	117
Abbildung 98: Kompressionsversuchsaufbau und Bergematerial nach Versuchsende (rechts) .....	117
Abbildung 99: Spannungs-Dehnungs-Kurven der Kompressionsversuche.....	118
Abbildung 100: Druck-Porenzahl-Kurven der Kompressionsversuche.....	118
Abbildung 101: Durchführung Schüttkegelversuche .....	119
Abbildung 102: Back-Analysis Kompressionsversuche.....	120
Abbildung 103: Back-Analysis Kompressionsversuche – Druck-Porenzahl-Kurven .....	120

Abbildung 104: Vergleich Messungen und Berechnungen Kompressionsversuche .....	121
Abbildung 105: Finite Elemente Modell für den Hochregallagerbereich .....	122
Abbildung 106: Berechnete Lagerungsdichte der verbesserten Schicht.....	123
Abbildung 107: Überprüfung der Wirtschaftlichkeit .....	124
Abbildung 108: Verlauf des berechneten Injektionsdruckes im Hochregalbereich über die Tiefe .....	125
Abbildung 109: Finite Elemente Modelle der Parameterstudie .....	127
Abbildung 110: Nachweis des ausreichend großen Modellradius für eine einzelne Injektionssäule...	128
Abbildung 111: Verteilung der radialen Spannung $\sigma_r$ in Abhängigkeit der Anfangsporenzahl $e_{ini}$ .....	129
Abbildung 112: Normierter Einflussradius $r_{Einfluss}/r_{Säule}$ je nach Anfangsporenzahl $e_{ini}$ .....	129
Abbildung 113: Normierter Einflussradius $r_{Einfluss}/r_{Säule}$ in Abhängigkeit der in-situ Verdichtbarkeit $I_v$	130
Abbildung 114: Normierter Einflussradius $r_{Einfluss}/r_{Säule}$ in Abhängigkeit der Granulathärte .....	131
Abbildung 115: Verdichtungsausnutzung $I_{nutz}$ je nach Rasterweite $a$ .....	131
Abbildung 116: Vergleich Einflussradius von Einzelinjektionssäulen und Injektionssäulenrastern ....	132
Abbildung 117: Einfluss der Anfangslagerungsdichte auf Verdichtung und Injektionsdruck.....	133
Abbildung 118: Bandbreite der berechneten Lagerungsdichte je Anfangslagerungsdichte.....	133
Abbildung 119: Optimales relatives Injektionsvolumen je nach in-situ Verdichtbarkeit des Bodens ..	134
Abbildung 120: Verbesserung in Abhängigkeit der Anfangslagerungsdichte.....	134
Abbildung 121: Mit dem optimalen relativen Injektionsvolumen erzielbare Verbesserung .....	135
Abbildung 122: Einfluss der Initialspannungen auf Verdichtung und Injektionsdruck.....	135
Abbildung 123: Verbesserung in Abhängigkeit der Initialspannungen .....	135
Abbildung 124: Veränderung der Verbesserungszunahme .....	136
Abbildung 125: Einfluss des Säulenradius auf Verdichtung und Injektionsdruck.....	137
Abbildung 126: Optimales relatives Injektionsvolumen je nach Säulenradius.....	138
Abbildung 127: Verbesserungspotenzial in Abhängigkeit des Säulenradius .....	138
Abbildung 128: Einfluss der Vorverdichtung auf Verdichtung und Injektionsdruck .....	139
Abbildung 129: Verbesserungspotenzial in Abhängigkeit der Vorverdichtung .....	139
Abbildung 130: Vordimensionierung des Säulenrasters .....	143



---

## Tabellenverzeichnis

---

Tabelle 1: Anwendungsbeispiele für die Verdichtung nichtbindiger Böden .....	7
Tabelle 2: Anwendungsbeispiele für die Stabilisierung verflüssigungsfähiger Böden .....	8
Tabelle 3: Anwendungsbeispiele für die Vorwegnahme von Konsolidationssetzungen.....	9
Tabelle 4: Anwendungsbeispiele für die Hohlraumverfüllung .....	10
Tabelle 5: Anwendungsbeispiele für die Setzungsrücknahme .....	11
Tabelle 6: Anwendungsbeispiele für die Kompensationsinjektion .....	12
Tabelle 7: Injektionsmittelbestandteile.....	14
Tabelle 8: Injektionsmittelkenngößen.....	16
Tabelle 9: Methoden der Qualitätskontrolle .....	25
Tabelle 10: Versuchsfelder in der Baupraxis.....	26
Tabelle 11: Forschungsversuchsfelder .....	32
Tabelle 12: Laborversuche.....	33
Tabelle 13: Analytische Lösungsansätze nach der Theorie der Hohlraumaufweitung .....	54
Tabelle 14: Beispiele für numerische Modellierungsansätze.....	64
Tabelle 15: Gewählte kontinuumsmechanische Lösungsansätze .....	72
Tabelle 16: Beispiele für hypoplastische Parametersätze.....	82
Tabelle 17: Bodenkennwerte Versuchssand.....	85
Tabelle 18: Materialparameter für die Back-Analysis .....	87
Tabelle 19: Injektionsparameter und Abbruchkriterien [Köppen, Priggert, 2002] .....	108
Tabelle 20: Rammsondierergebnisse für unverbessertes und verbessertes Bergematerial .....	109
Tabelle 21: Mittlere Injektionsdrücke und -volumina .....	110
Tabelle 22: Setzungsanteile in [cm] infolge Bauphasen .....	114
Tabelle 23: Laborversuche Bergematerial und daraus ermittelte hypoplastische Parameter.....	116
Tabelle 24: Kompressionsversuche Bergematerial .....	117
Tabelle 25: Laborversuche an Bergematerial und daraus ermittelte hypoplastische Parameter.....	119
Tabelle 26: Hypoplastische Parameter für das Bergematerial.....	121
Tabelle 27: Vergleich der berechneten und gemessenen Setzungsanteile in [cm] .....	123
Tabelle 28: Vergleich der berechneten und gemessenen Injektionsdrücke .....	125
Tabelle 29: Berechnungsläufe je Variante für Rasterweiten bzw. relative Injektionsvolumina .....	126
Tabelle 30: Anfangsporenzahl, -wichte und -lagerungsdichte .....	127

---

## Abkürzungsverzeichnis

---

2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
ASCE	American Society of Civil Engineers
C.E.B.T.P.	private französische Forschungs- und Versuchsanstalt für Bauingenieurwesen
ca.	zirka
CPT	Drucksondierung (engl.: Cone Penetration Test)
d. h.	das heißt
DEM	Diskrete Elemente Methode (engl.: Distinct Element Method)
DIN	Deutsche Industrienorm
DMT	Dilatometer Test (Bohrlochaufweitungsversuch)
DPH	schwere Rammsondierung (engl.: Dynamic Probing Heavy)
DPL	leichte Rammsondierung (engl.: Dynamic Probing Light)
dreieckf.	dreieckförmig
EN	Europäische Norm
engl.	Englisch
erf.	erforderlich
et al.	und andere (lat.: et alii)
etc.	et cetera
Fa.	Firma
FDM	Finite Differenzen Methode
FE-...	Finite Elemente ...
FEM	Finite Elemente Methode
ff	nach einer Seitenzahl: und folgende Seiten
Gew.	Gewicht
ggf.	gegebenenfalls
GOK	Geländeoberkante bzw. Geländeoberfläche
GW	Grundwasser
HDI	Hochdruckinjektion
Hrsg.	Herausgeber
i. d. R.	in der Regel
i. W.	im Wesentlichen
Inj.	Injektion
KPP	Kombinierte Pfahl-Platten-Gründung
lfm	laufende Meter
linienf.	linienförmig
LMD	Low Mobility Displacement Grouting
lt.	Laut
m u. ...	Meter unter ...
max.	maximal
min.	minimal
mittl.	mittlere
o. ä.	oder ähnliches
o. g.	oben genannten
OK	Oberkante
PMT	Presiometer Test (Bohrlochaufweitungsversuch)
quad.	quadratisch
rd.	rund
rel.	relativ
rot.sym.	rotationssymmetrisch
s. o.	siehe oben

---

s. u.	siehe unten
S.	Seite
s.	siehe
seq.	sequenziell
sog.	sogenannt
SPT	Standard Penetrations Test
TAM	Manschetteninjektionsrohr (engl.: Tube A Manchette)
tw.	teilweise
u. a.	unter anderem
u. s. w.	und so weiter
v. a.	vor allem
vgl.	vergleiche
VI	Verdichtungsinjektion
Vol.	Volumen
z. B.	zum Beispiel
zw.	zwischen
Ø	Durchmesser

---

## Formelzeichenverzeichnis

---

<b>a</b>	Abstand bzw. Rasterweite
<b>A</b>	Almansi-Euler-Hamelscher Verzerrungstensor
<b>a'</b>	Ausgangsrasterweite für rot.sym. 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung
<b>a<sub>min</sub></b>	Mindestmodellweite für rot.sym. 2D-Modell mit horizontal sequenzieller Herstellung
<b>a<sub>s</sub></b>	relatives Injektionsvolumen
<b>b</b>	Breite
<b>B</b>	Links-Cauchy-Green-Tensor
<b>c</b>	Kohäsion
<b>C</b>	Rechts-Cauchy-Green-Tensor
<b>CAR</b>	Hohlraum-Seitenverhältnis (engl.: Cavity Aspect Ratio)
<b>C<sub>c</sub></b>	Kompressionsbeiwert
<b>C<sub>U</sub></b>	Ungleichförmigkeitszahl
<b>D</b>	Deformationsratentensor
<b>d</b>	Durchmesser
<b>D</b>	Lagerungsdichte
<b>d<sub>10</sub></b>	Korndurchmesser bei 10 Gew.-% Siebdurchgang
<b>d<sub>50</sub></b>	mittlerer Korndurchmesser
<b>D<sup>e</sup></b>	Elastizitätstensor
<b>D<sub>r</sub></b>	bezogene Lagerungsdichte
<b>E</b>	Elastizitätsmodul
<b>E</b>	infinitesimaler Verzerrungstensor
<b>e</b>	Porenzahl
<b>E<sub>b</sub></b>	Kompressionsmodul des Bodenes
<b>e<sub>c0</sub></b>	Porenzahl im kritischen Zustand
<b>e<sub>d0</sub></b>	Porenzahl bei dichtester Lagerung
<b>e<sub>i0</sub></b>	Porenzahl bei lockerster isotroper Lagerung
<b>e<sub>ini</sub></b>	Anfangsporenzahl
<b>e<sub>max</sub></b>	maximale Porenzahl
<b>e<sub>min</sub></b>	minimale Porenzahl
<b>E<sub>s</sub></b>	Steifemodul
<b>F, F<sub>ij</sub></b>	Deformationsgradient
<b>f<sub>1,2,3</sub></b>	Fließfunktionen für den 3-dimensionalen Fall
<b>f<sub>b</sub></b>	Barotropiefaktor
<b>f<sub>d,e</sub></b>	Pyknotropiefaktoren
<b>f<sub>cal</sub></b>	erf. Anzahl der Berechnungsläufe für rot.sym. 2D-Modell mit horizontal seq. Herstellung
<b>g</b>	Funktion des plastischen Potenzials
<b>G</b>	Greenscher Verzerrungstensor
<b>h</b>	Höhe
<b>H</b>	Verschiebungsgradient
<b>h<sub>s</sub></b>	Granulathärte
<b>h<sub>St</sub></b>	Injektionsstufenhöhe
<b>I</b>	Einheitstensor
<b>I<sub>1,2,3</sub></b>	Spannungsinvarianten
<b>I<sub>nutz</sub></b>	Verdichtungsausnutzung
<b>I<sub>R</sub></b>	Steifigkeitsindex
<b>I<sub>RR</sub></b>	reduzierte Steifigkeitsindex
<b>I<sub>V</sub></b>	in-situ Verdichtbarkeit
<b>J<sub>1,2,3</sub></b>	Invarianten des Hauptspannungszustandes
<b>k</b>	Durchlässigkeitsbeiwert des Bodens
<b>K</b>	Erddruckbeiwert bzw. $\sigma_h/\sigma_v$

<b>K</b>	logarithmischer Verzerrungstensor
$K_0$	Erdrubedruckbeiwert
<b>L</b>	Geschwindigkeitsgradiententensor
$L_i$	Druckverlust infolge innerer Reibung des Injektionsmittels
$L_l$	Druckverlust infolge Reibung in der Injektionslanze
$L_p$	Druckverlust im Injektionsmittelwasser
$n$	Exponent der Granulathärte
<b>n</b>	Normaleneinheitsvektor
$N_{10}$	Schlagzahl je 10 cm Eindringtiefe bei Rammsondierung
OCR	Überkonsolidierungsgrad (engl.: Over Consolidation Ratio)
$p$	an den Boden abgegebener Injektionsdruck bzw. hohlraumaufweitende Spannung
$p^*$	Pumpdruck
$p'$	Injektionsdruck an der Injektionslanzenspitze
$p_0$	Anfangsinjektionsdruck bzw. Initialspannung auf den Hohlraumrand
$p_f$	wirksamer Injektionsdruck bzw. Druck auf den Festkörperanteil des Injektionsmittels
$p_p$	radiale Spannung $\sigma_r$ an der plastischen Grenzfläche bei $r = r_p$
$p_s$	mittlere Kornspannung
$p_u$	neutraler Injektionsdruck bzw. Druck des Injektionsmittelwassers
$p_{ult}$	Grenzinjektionsdruck (ult: ultimate)
$p_{uph}$	Hebungsinjektionsdruck (uph: upheave)
$r$	Radius
<b>R</b>	Rotationstensor
$r_0$	Anfangsradius
$r_c$	Hohlraumradius (engl.: radius of cavity) oder Radius des Injektionskörpers
$r_{Einfluss}$	Einflussradius
$r_{Modell}$	Modellradius
$r_p$	Radius der plastischen Zone
$r_{Säule}$	Verdichtungsinjektionssäulenradius
$s$	Setzungen
<b>T</b>	Cauchyscher Spannungstensor
$T$	Injektionstiefe
$\dot{T}$	Jaumannsche Spannungsrate
<b>t</b>	Spannungsvektor
$t$	Zeit
$t_0, t_1, t_2$	Zeitpunkt
$T_{krit}$	kritische Injektionstiefe
<b>U</b>	Rechts-Streck-Tensor
$u, v, w$	Verschiebungskomponenten
$u_p$	radiale Verschiebung der elastoplastischen Grenzfläche
$v$	Geschwindigkeit
<b>V</b>	Links-Streck-Tensor
$V_h$	Hebungsvolumen
$V_i$	Injektionsvolumen
$V_{nb}$	Bodenvolumen innerhalb der neutralen Grenze
<b>W</b>	Spintensor
<b>x</b>	Koordinatentensor der Momentankonfiguration
<b>X</b>	Koordinatentensor der Referenzkonfiguration
$x, y, z$	kartesische Koordinaten
$\alpha$	hypoplastischer Exponent
$\beta$	hypoplastischer Exponent
$\gamma$	Wichte des Bodens
$\gamma_s$	Kornwichte
$\Delta$	mittlere Volumendehnung in der plastischen Zone

---

$\Delta H$	maximale horizontale Dimension eines Hohlraumes
$\Delta m$ :	eingebraachte Injektionsmasse
$\Delta Z$	maximale vertikale Dimension eines Hohlraumes
$\Delta \gamma$	Anstieg der Bodenwichte
$\varepsilon$	Dehnungstensor
$\varepsilon^e$	elastische Dehnungen
$\varepsilon^p$	plastische Dehnungen
$\varepsilon_v$	Volumendehnung
$\varepsilon_{x,y,z}$	kartesische Dehnungskomponenten
$\eta_{Gr}$	Gruppenwirkungsfaktor
$\eta_h$	Hebungseffizienz
$\vartheta$	Gleitflächenwinkel zur Horizontalen
$\dot{\lambda}$	Multiplikator des plastischen Potenzials
$\nu$	Querdehnzahl
$\rho_s$	Korndichte
$\sigma$	Nennspannungstensor
$\sigma_{1,2,3}$	Hauptspannungen
$\sigma_{ini}$	Initialspannung im Boden
$\sigma_m$	mittlere Normalspannung
$\sigma_r$	radiale Spannung
$\sigma_{v,h}$	vertikale, horizontale Spannungskomponenten
$\sigma_{x,y,z}$	kartesische Spannungskomponenten
$\sigma_\theta$	tangentiale Spannung
$\tau_{xy,yz,zx}$	kartesische Schubspannungskomponenten
$\varphi'$	innerer Reibungswinkel des Bodens
$\varphi_c$	kritischer Reibungswinkel des Bodens
$\varphi_p$	Peakreibungswinkel
$\chi$	Ergebnisgröße in einem Kontinuum
$\psi$	Dilatanzwinkel



---

## Literaturverzeichnis

---

- Al-Alusi, H.R. (1997). Compaction Grouting: From Practice to Theory, in *Geo-Logan '97 Conference; Grouting: Compaction, Remediation and Testing; GSP 66*, edited by C. Vipulanandan, pp. 43-53, Logan, Utah.
- Alfaro, M.C., Wong, R.C.K. (2001). Laboratory studies on fracturing of low-permeability soils, *Canadian Geotechnical Journal*, 38(2), 303-315.
- Ali, R., Geraci, J. (2003). Case History: Broadcast Tower Anchor Stabilization, Portland, Oregon, in *Proceedings of 3rd International Specialty Conference on Grouting and Ground Treatment; GSP 120*, edited by L.F. Johnson, D.A. Bruce, M.J. Byle, pp. 1010-1019, ASCE, New Orleans, Louisiana, USA.
- Arslan, U. (1980). Zur Frage des elastoplastischen Verformungsverhaltens von Sand, *Bodenmechanik und Grundbau*, Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, Darmstadt.
- Arslan, U. (1994). Baugrund-Tragwerk-Interaktion, *Vorträge zum 1. Darmstädter Geotechnik-Kolloquium am 14. Juli 1994*, 29-49.
- Arslan, U., Krajewski, W., Ripper, P. (2005). Advanced Grouting Techniques for Tunnel Constructions under Sensitive Buildings, in *Underground space use : Analysis of the past and lessons for the future, Proceedings of the 31st ITA-AITES World Tunnel Congress*, edited by Yücel Erdem, Balkema, Istanbul, Turkey.
- ASCE (2010). Compaction Grouting Consensus Guide (ASCE/G-I 53-10).
- Au, S.K.A., Soga, K., Yeung, A.T. (2006a). A new laboratory apparatus for grout injection studies, *Geotechnical Testing Journal*, 38(2), 303-315.
- Au, S.K.A., Yeung, A.T., Soga, K. (2006b). Pressure-controlled cavity expansion in clay, *Canadian Geotechnical Journal*, 43(7), 714-725.
- Au, S.K.A., Yeung, A.T., Soga, K., Cheng, Y.M. (2007). Effects of subsurface cavity expansion in clays, *Geotechnique*, 57(10), 95-101.
- Baez, J.I., Henry, J.F. (1993). Reduction of Liquefaction Potential by Compaction Grouting at Pinopolis West Dam, SC, *Geotechnical Practice in Dam Rehabilitation; GSP 35*, 493-506
- Baguelin, F., Jezequel, J.F., Shields, D. (1978). A Look at pressuremeter theories, in *The pressuremeter and foundation engineering*, edited, Trans Tech Pub, Clausthal-Zellerfeld.
- Baker, W.H. (1985). Embankment Foundation Densification by Compaction Grouting, in *Issues in Dam Grouting; Proceedings of the Session Sponsored by the Geotechnical Engineering Division of the ASCE, ASCE Convention*, edited by W.H. Baker, pp. 104-122, Denver, Colorado.
- Baligh, M.M. (1976). Cavity Expansion in Sands with Curved Envelopes, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 102(11), 1131-1146

- 
- Bandimere, S.W. (1997). "Compaction Grouting" State of the Practice 1997, in *Geo-Logan '97 Conference; Grouting: Compaction, Remediation and Testing; GSP 66*, edited by C. Vipulanandan, pp. 43-53, Logan, Utah.
- Basu, P., Madhav, M.R., Prezzi, M. (2009). Estimation of Heave Due to Inclined Compaction Grouting, in *Proceedings of the US-China Workshop on Ground Improvement Technology; GSP 188*, edited, pp. 234-241, Orlando, FL.
- Bathe, K.-J. (2002). *Finite-Elemente-Methoden*, XVI, 1253 S. pp., Springer, Berlin [u.a.].
- Bauer, E. (1996). Calibration of a comprehensive hypoplastic model for granular materials, *Soils and Foundations*, 36(1), 13-26.
- Bauer, E., Huang, W., Wu, W. (2004). Investigations of shear banding in an anisotropic hypoplastic material, *International Journal of Solids and Structures*, 41(21), 5903-5919.
- Bendsøe, M.P., Sigmund, O. (2003). *Topology Optimization - Theory, Methods and Applications*, Springer Verlag.
- Benedict, C., Haider, T., Byle, M. (2001). Compaction Grout Columns for Track Support, in *Proceedings of a specialty conference; Foundations and Ground Improvement (GSP 113)*, edited by T.L. Brandon, pp. 74-88, Blacksburg, Virginia.
- Benson, D.J. (1992). Computational methods in Lagrangian and Eulerian hydrocodes, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 99(2-3), 235-394.
- Berry, R.M., Grice, H. (1989). Compaction Grouting as an Aid to Construction, *Foundation Engineering: Current Principles and Practices (GSP 22)*.
- Bezuijen, A., Kleinlugtenbelt, R., van Tol, A. (2006). Laboratory tests, compaction or compensation grouting, in *Physical Modelling in Geotechnics, Proceedings of the Sixth International Conference on Physical Modelling in Geotechnics, 6th ICPMG '06, Hong Kong*, edited, Taylor & Francis.
- Bezuijen, A., Sanders, M., den Hamer, D., van Tol, A. (2007). Laboratory tests on compensation grouting, the influence of grout bleeding, in *Underground Space - The 4th Dimension of Metropolises, Proceedings of the World Tunnel Congress 2007 and 33rd ITA/AITES Annual General Assembly, Prague*, edited, pp. 395-401, Taylor & Francis.
- Bezuijen, A., van Tol, A., Sanders, M. (2008). Mechanisms that determine between fracture and compaction grouting in sand, in *Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground, Proceedings of the 6th International Symposium (IS-Shanghai 2008)*, edited, CRC Press.
- Bezuijen, A., van Tol, A.F. (2007). Compensation grouting in sand, fractures and compaction, *Proc. XIV European. Conference on Soil Mechanics & Geotechnical Engineering, Rotterdam*, 1257-1262.
- Boghart, R., Hundley, P.S., Hill, J.R., Scherer, S.D. (2003). Grouting and Ground Treatment --- Case Studies in Applications of Grouting and Deep Mixing Use of Compaction Grout Columns to Stabilize Uncontrolled Loose Fill and to Lift a Settled Tunnel: A Significant Case History, in *Grouting and Ground Treatment (GSP 120), Proceedings of 3rd International Specialty Conference on Grouting and Ground Treatment* edited by F.J. Lawrence, A.B. Donald, J.B. Michael, pp. 1020-1031, ASCE.

- 
- Bolton, M.D., Chin, C.Y., Lu, Y.C. (1994). Compensation Grouting, in *Centrifuge 94: Proceedings of the International Conference Singapore, 31 August - 2 September 1994* edited, pp. 719-724, Balkema Rotterdam.
- Bolton, M.D., Lu, Y.C., Sharma, J.S. (1996). Centrifuge models of tunnel construction and compensation grouting, in *International Symposium on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*, edited, pp. 471-477, Balkema, London.
- Bolton, M.D., McKinley, J.D. (1997). Geotechnical properties of fresh cement grout-pressure filtration and consolidation tests, *Geotechnique*, 47(2), 347-352.
- Bolton, M.D., Whittle, R.W. (1999). A non-linear elastic/perfectly plastic analysis for plane strain undrained expansion tests, *Geotechnique*, 49(1), 133-141.
- Borden, R.H., Groome, D.M. (1983). Influence of Bentonite Cement on the Pumpability of Compaction Grouts, *Special Publication*, 83(7), 115-128.
- Borden, R.H., Ivanetich, K.B. (1997). Influence of Fines Content on the Behavior of Compaction Grout, in *Proceedings of sessions, Geo-Logan '97 Conference, Logan, Utah, July 16-18, 1997 (GSP 66)*, edited, pp. 62-75
- Boulanger, R.W., Hayden, R.F. (1995). Aspects of Compaction Grouting of Liquefiable Soil, *Journal of Geotechnical Engineering*, 121(12), 844-855.
- Boulanger, R.W., Mejia, L.H., Harder, L.F., Kanakari, H., Rice, J. (1993). Compaction grouting of liquefiable soils at the CWOC site, in *Proceedings, Ground Improvement - 7th Annual Vancouver Geotechnical Society Symposium*, edited, Bi-Tech Publishers Ltd.
- Brill, G.T., Darnell, K.E. (1992). Retention System Using Compaction Grouting in Clay Soils, in *Proceedings of the Conference Sponsored by the Geotechnical Engineering Division of the American Society of Civil Engineers (GSP 30)*, edited, pp. 791-802, ASCE, New York.
- Brown, D.R., Warner, J. (1973). Compact Grouting, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 99(8), 589-601.
- Byle, M.J. (1992). Limited Compaction Grouting for Retaining Wall Repairs, in *Proceedings of the Conference Sponsored by the Geotechnical Engineering Division of the American Society of Civil Engineers*, edited, pp. 288-300, Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics (GSP 30), ASCE.
- Byle, M.J. (2000). An Approach to the Design of LMD Grouting, *paper presented at Proceedings of sessions of Geo-Denver 2000*, ASCE, Denver, Colorado.
- Byle, M.J., Blakita, P.M., Winter, E. (1991). Seismic Testing Methods for Evaluation of Deep Foundation Improvement by Compaction Grouting, *STP1089 Deep Foundation Improvements: Design, Construction, and Testing*, 234-247.
- C.E.B.T.P. (1987, 1988). Le compactage statique par injection solide horizontale, *Fiche de recherche 21.115; Service Sols et Fondations*.
- Cao, L.F., Teh, C.I., Chang, M.F. (2001). Undrained cavity expansion in modified Cam clay I: Theoretical analysis, *Géotechnique*, 51(4), 323-334.

- 
- Carr, P.Q., M. (2012). Construction Challenges During the Remedial Grouting of the Thames River Bridge, *Proc. 4th International Conference on Grouting and Deep Mixing*.
- Carter, J.P., Booker, J.R., Yeung, S.K. (1986). Cavity expansion in cohesive frictional soils, *Géotechnique*, 36(3), 349-358.
- Chadwick, P. (1957). The quasi-static expansion of a spherical cavity in metals and ideal soils, *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 12(1), 52-71.
- Chastanet, J.D., Blakita, P.M. (1992). Wanaque Filtration Plant Subgrade Stabilization - A Case History, in *Proceedings of the Conference Sponsored by the Geotechnical Engineering Division of the American Society of Civil Engineers*, edited, pp. 265-274 Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics (GSP 30), ASCE.
- Collins, I.F., Pender, M.J., Yan, W. (1992). Cavity expansion in sands under drained loading conditions, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 16(1), 3-23.
- Collins, I.F., Yu, H.S. (1996). Undrained Cavity Expansions in Critical State Soils, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 20(7), 489-516.
- Contini, A., Cividini, A., Gioda, G. (2007). Numerical Evaluation of the Surface Displacements due to Soil Grouting and to Tunnel Excavation, *International Journal of Geomechanics*, 7(3), 217-226.
- Cornforth, D.H. (1973). Prediction of drained strength of sands from relative density measurements, *Evaluation of Relative Density and Its Role in Geotechnical Projects Involving Cohesionless Soils - STP 523*, 281-303.
- Critchfield, J.W., MacDonald, J.F. (1989). Seattle Bus Tunnel Construction, in *Rapid Excavation And Tunneling Conference Proceedings – 1989* edited, pp. 341-359, SME
- Dafalias, Y.F. (1986). Bounding Surface Plasticity. I: Mathematical Foundation and Hypoplasticity, *Journal of Engineering Mechanics*, 112(9), 966-987.
- Dai, X.B. (1996). *The change of in-situ soil conditions induced by compaction grouting*, North Carolina State University., Raleigh, N.C.
- Davis, R.O., Scott, R.F., Mullenger, G. (1984). Rapid expansion of a cylindrical cavity in a rate-type soil, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 8(2), 125-140.
- Dietrich, T., Arslan, U. (1985). On the Mechanics of Media Composed of Rigid Breakable Grains, *XIth ICSMFE*, San Francisco, 1/A/12, pp. 443–448.
- DIN1054 (2010). Deutsche Norm; Baugrund - Sicherheitsnachweise im Erd- und Grundbau - Ergänzende Regelungen zu DIN EN 1997-1.
- DIN4094-1 (2002). Deutsche Norm; Baugrund - Felduntersuchungen - Teil 1: Drucksondierungen.
- DIN4094-2 (2003). Deutsche Norm; Baugrund - Felduntersuchungen - Teil 2: Bohrlochrammsondierung.
- DIN4094-3 (2003). Deutsche Norm; Baugrund - Felduntersuchungen - Teil 3: Rammsondierungen.

- 
- DIN4094-5 (2003). Deutsche Norm; Baugrund - Felduntersuchungen - Teil 5: Bohrlochaufweitungsversuche.
- DIN4107-1 (2011). Deutsche Norm; Geotechnische Messungen - Teil 1: Grundlagen.
- DIN18123 (2011). Deutsche Norm; Baugrund, Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung der Korngrößenverteilung.
- DIN18124 (2011). Deutsche Norm; Baugrund, Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung der Korndichte - Kapillarpiknometer, Weithalspiknometer, Gaspyknometer.
- DIN18126 (1996). Deutsche Norm; Baugrund, Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung der Dichte nichtbindiger Böden bei lockerster und dichtester Lagerung.
- DIN18135 (2012). Deutsche Norm; Baugrund - Untersuchung von Bodenproben - Eindimensionaler Kompressionsversuch
- DIN18137-2 (2011). Deutsche Norm; Baugrund, Untersuchung von Bodenproben - Bestimmung der Scherfestigkeit - Teil 2: Triaxialversuch.
- DIN18555-3 (1982). Deutsche Norm; Prüfung von Mörteln mit mineralischen Bindemitteln; Festmörtel; Bestimmung der Biegezugfestigkeit, Druckfestigkeit und Rohdichte.
- DIN(EN)196-1 (2005). Deutsche Norm; Prüfverfahren für Zement - Teil 1: Bestimmung der Festigkeit; Deutsche Fassung EN 196-1:2005.
- DIN(EN)12350-2 (2009). Deutsche Norm; Prüfung von Frischbeton - Teil 2: Setzmaß; Deutsche Fassung EN 12350-2:2009.
- DIN(EN)12350-5 (2009). Deutsche Norm; Prüfung von Frischbeton - Teil 5: Ausbreitmaß; Deutsche Fassung EN 12350-5:2009.
- DIN(EN)12715 (2000). Deutsche Norm; Ausführung von besonderen geotechnischen Arbeiten (Spezialtiefbau), Injektionen.
- Draganovic, A., Stille, H. (2012). Bleeding and bleeding measurement of cement-based grout, in *4th International Conference on Grouting and Deep Mixing*, edited, New Orleans LA, USA.
- El-Kelesh, A.M., Matsui, T. (2003). Effect of Soil and Grouting Parameters on the Effectiveness of Compaction Grouting, *Proceedings of the Third International Conference Sponsored by the Geotechnical Institute of the American Society of Civil Engineers, and Deep Foundation Institute (GSP 120)*, 1056-1070.
- El-Kelesh, A.M., Matsui, T. (2008). Calibration Chamber Modeling of Compaction Grouting, *Geotechnical Testing Journal*, 31(4), 295-307.
- El-Kelesh, A.M., Matsui, T., Tokida, K.-I. (2007). Field Investigation into Effectiveness of Shallow Treatment by Compaction Grouting, *Proceedings of the Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, 1213-1220.
- El-Kelesh, A.M., Matsui, T., Tokida, K.-I. (2009). Calibration chamber investigation of confirming pressure on mechanisms of compaction grouting, *Proceedings of the 17th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, 19-22.

- 
- El-Kelesh, A.M., Mossaad, M.E., Basha, I.M. (2001). Model of Compaction Grouting, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(11), 955-964.
- Elmi, F., Favre, J.L. (2004). Cylindrical cavity expansion modeling for interpretation of cone penetration tests, *Proceedings ISC-2 on Geotechnical and Geophysical Site Characterization*, 897-903.
- Essler, R.D., Drooff, E.R., Falk, E. (2000). Compensation Grouting: Concept, Theory and Practice, *Proceedings of sessions of Geo-Denver 2000 Sponsored by the Geo-Institute of the American Society of Civil Engineers*, 1-15.
- Fadl , M.O. (1981). The behaviour of plate anchors in sand, University of Glasgow, UK.
- FEAT (2011). Tochnog Version 8 - Finite Element Program edited, FEAT v.o.f., Heerlen, Netherlands.
- Festag, G. (2003). Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Verhalten von granularen Materialien unter zyklischer Beanspruchung, Dissertation, TU Darmstadt, Darmstadt.
- Francescon, M., Twine, D. (1992). Treatment of solution features in upper chalk by compaction grouting, *Grouting in the Ground; Proceedings of the conference organized by the Institution of Civil Engineers and held in London on 25-26 November 1992*, 327-347.
- Gebhart, L.R. (1977). Slabjacking — State-of-the-Art, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 103(9), 987-1005.
- Gebhart, L.R. (1980). Preliminary Glossary of Terms Relating to Grouting, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 106(7), 803-815.
- González, C., Sagaseta, C. (2001). Patterns of soil deformations around tunnels. Application to the extension of Madrid Metro, *Computers and Geotechnics*, 28(6-7), 445-468.
- Grabe, J., Henke, S., Schümann, B. (2007). Numerische Simulation von Rammarbeiten im Erdwiderstandsbereich von Baugrubenwänden, *Bautechnik* 84(5), 519-524.
- Grabe, J., Pucker, T. (2012). Zur numerischen Modellierung von Vollverdrängungsbohrpfählen, *Geotechnik*, 35(2), 109-118.
- Graf, E.D. (1969). Compaction Grouting Technique and Observations, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 95(5), 1151-1158.
- Graf, E.D. (1992). Compaction Grout, *Grouting/ Soil Improvement and Geosynthetics; Proceedings of the Conference sponsored by the Geotechnical Engineering Division of the American Society of Civil Engineers*, 275-287.
- Greve, R. (2003). *Kontinuumsmechanik, ein Grundkurs für Ingenieure und Physiker*, Springer Verlag, Berlin.
- Gudehus, G. (1996). A comprehensive constitutive equation for granular materials, *Soils and Foundations*, 36(1), 1-12.
- Gudehus, G. (2002). Bauwerksschonende geotechnische Eingriffe in den Baugrund, *Bauingenieur*(77), 379-386.



- 
- 
- Herle, I. (1997). Hypoplastizität und Granulometrie einfacher Korngerüste, *Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe*, Dissertation, Karlsruhe.
- Herle, I., Gudehus, G. (1999). Determination of parameters of a hypoplastic constitutive model from properties of grain assemblies, *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, 4(5), 461-486.
- Herle, I., Kolymbas, D. (2004). Hypoplasticity for soils with low friction angles, *Computers and Geotechnics*, 31(5), 365-373.
- Herle, I., Mayer, P.M. (1999). Verformunsberechnung einer Unterwasserbetonbaugrube auf der Grundlage hypoplastisch ermittelter Parameter des Berliner Sandes, *Bautechnik*, 79(1), 34-48.
- Iagolnitzer, Y. (1999). Ein Beitrag zum Entwurfskonzept der Bodenverbesserung mit Compaction-Grouting, *Fachbereich Bauingenieurwesen der Technischen Universität Darmstadt*, Dissertation, Darmstadt.
- Iagolnitzer, Y. (2000). A Comparative Field Experiment on Compaction Grouting, *Mitteilungen des Instituts und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt; Heft Nr. 52*, 75-85.
- Ivanetich, K., Gularte, F., Dees, B. (2000). Compaction Grout: A Case History of Seismic Retrofit, *Proceedings of sessions of Geo-Denver 2000, Sponsored by the Geo-Institute of the American Society of Civil Engineers (GSp 104)*, 83-93.
- Jafari, M.R., Au, S.K.A., Soga, K., Bolton, M.D., Karim, U.F.A., Komiya, K. (2000). Experimental and Numerical Investigation of Compensation Grouting in Clay, *Proceedings of GeoEng 2000*.
- Jafari, M.R., Au, S.K.A., Soga, K., Bolton, M.D., Komiya, K. (2001). Fundamental Laboratory Investigation of Compensation Grouting in Clay, *Foundations and Ground Improvement, ASCE special publication 113*, 445-459.
- Jaworski, G.W., Duncan, J.M., Seed, H.B. (1981). Laboratory Study of Hydraulic Fracturing, *Journal of the Geotechnical Engineering Division; Proceedings of ASCE*, 107(GT.6), 713-732.
- Jefferies, M.G. (1993). Nor-Sand: a simple critical state model for sand, *Géotechnique*, 43(1), 91-103.
- Kaeck, W.E.R., F.C.; Warner, J. (2012). Engineering and Design for Deep Foundation Creep and Grouting at the Thames River Bridge, *Proc. 4th International Conference on Grouting and Deep Mixing*.
- Keer, L.M., Xu, Y., Luk, V.K. (1998). Boundary Effects in Penetration or Perforation, *Journal of Applied Mechanics*, 65(2), 489-496.
- Keller-Grundbau-GmbH (2009). Technisches Merkblatt P4 EK – 5 Rundkorn; e-mail-Verkehr, edited.
- Kirsch, F. (2004). Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten von Rüttelstopfsäulengruppen, *Fachbereich Bauingenieurwesen der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig*, Dissertation, Braunschweig.
- Kolymbas, D. (1978). *Ein nichtlineares viskoplastisches Stoffgesetz für Böden*, Karlsruhe.
- Kolymbas, D. (1985). A generalized hypoelastic constitutive law, *Proc. 11th Int. Conf. Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 5, 2626.

- 
- Kolymbas, D. (1988). Eine konstitutive Theorie für Böden und andere körnige Stoffe, *Institut für Boden- und Felsmechanik, Karlsruhe, Heft 109*.
- Kolymbas, D. (1991). An outline of hypoplasticity, *Archive of Applied Mechanics*, 61(3), 143-151.
- Komiya, K., Soga, K., Agaki, H., Jafari, M.R., Bolton, M.D. (2001). Soil Consolidation Associated with Grouting during Shield Tunnelling in soft clayey Ground, *Geotechnique*, 51(10), 835-846.
- Köppen, M. (2003)\*. Abschlussbericht: Fachgutachterliche Bauüberwachung von Sanierungsmaßnahmen zur Baugrundverbesserung, *Project: Neubau IKEA, CDC- Ellinghausen*, 1-56 pp, 20.01.2003, CDM Jessberger, Bochum. \*nicht frei verfügbar
- Köppen, M., Priggert, P. (2002)\*. Bericht: Versuchsfeld Compaction Grouting, *Project: Neubau IKEA, CDC- Ellinghausen*, 1-18 pp, 20.01.2003, CDM Jessberger, Bochum. \*nicht frei verfügbar
- Kovacevic, N., Edmonds, H.E., Mair, R.J., Higgins, K.G., Potts, D.M. (1996). Numerical modelling of the NATM and compensation grouting trial at Redcross Way, *Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*, 553-559.
- Kovacevic, N., Potts, D.M., Vaughan, P.R. (2000). The effect of the development of undrained pore pressure on the efficiency of compaction grouting, *Geotechnique*, 50(6), 683-688.
- Kummerer, C. (2003). Numerical Modelling of Displacement Grouting and Application to Case Histories, *Gruppe Geotechnik Graz, Institut für Bodenmechanik und Grundbau; Heft 19*.
- Kummerer, C., Gollegger, J., Schweiger, H., Gonzalez, C., Sagaseta, C. (2002). Numerical and analytical studies of the effects of compensation grouting, in *Numerical Models in Geomechanics*, edited, pp. 379-384, Taylor & Francis.
- Kutzner, C. (1991). *Injektionen im Baugrund*, Spektrum Akademischer Verlag.
- Lade, P.V. (2005). Overview of Constitutive Models for Soils, *Proceedings of Sessions of the Geo-Frontiers 2005 Congress (GSP 139)*.
- Lee, S.W., Bolton, M.D., Dasari, G.R., Mair, R.J., Soga, K., Hagiwara, T. (2001). Centrifuge Modelling of Injection near Tunnel lining, *International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*, 1(1), 9 –24.
- Liao, H.-J., Su, S.-F., Chen, W.-L. (2006). Ground improvement piles induced shear strength increase in normally consolidated clay, *Anglais*, 29(1), 9.
- Mahutka, K.-P., König, F., Grabe, J. (2006). Numerical modelling of pile jacking, driving and vibratory driving, *Numerical Modelling of Construction Processes in Geotechnical Engineering for Urban Environment Bochum, Germany*, 235-245.
- Maier, T. (2002). Numerische Modellierung der Entfestigung im Rahmen der Hypoplastizität, *Schriftenreihe des Lehrstuhls Baugrund-Grundbau der Universität Dortmund; Heft 24*, Dissertation, Dortmund.
- Maier, T., Hettler, A. (2003). Netzabhängigkeit und Regularisierungsmethoden bei FE- Berechnungen mit hypoplastischen Stoffgesetzen für nichtbindige Böden, *Bautechnik* 80(2), 98-108.

- 
- Mašin, D. (2005). A hypoplastic constitutive model for clays, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 29(4), 311-336.
- Matsuoka, H., Nakai, T. (1974). Stress-deformation and strength characteristics of soil under three different principal stresses, *Proc., JSCE*, 232, 59–70.
- Medlin, W.L., Masse, L. (1979). Laboratory Investigation of Fracture Initiation Pressure and Orientation *SPE Journal*, 19(2), 129-144.
- Meißner, S. (2013). Numerische Studien zum in-situ Setzungsverhalten von Gründungssystemen unter zyklischer Einwirkung in nichtbindigen Böden, *Institut für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen, Fachbereich Bauingenieurwesen*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- Mejia, L.H., Boulanger, R.W. (1995). A Long-Term Test of Compaction Grouting for Liquefaction Mitigation, *Earthquake-Induced Movements and Seismic Remediation of Existing Foundations and Abutments (GSP 55)*, 94-109
- Miller, E.A., Roycroft, G.A. (2004). Compaction Grouting Test Program for Liquefaction Control, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 130(4), 355-361.
- Miluski, M.J., Bonita, G. (2012). Compaction Grouting in Karst Terrain (A Test Program), in *4th International Conference on Grouting and Deep Mixing*, edited, New Orleans LA, USA.
- Nichols, S.C., Goodings, D.J. (2000). Physical Model Testing of Compaction Grouting in Cohesionless Soil, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 126(9), 848-852.
- Niemunis, A., Herle, I. (1997). Hypoplastic model for cohesionless soils with elastic strain range, *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, 2(4), 279-299.
- Oakland, M.W., Bachand, M.L. (2003). Compaction Grouting Used for a Water Treatment Plant Expansion, ASCE.
- Omine, K., Ohno, S. (1997). Deformation analysis of composite ground by homogenization method, *paper presented at XIV International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Balkema, Hamburg, Germany.
- Orense, R.P. (2008). Liquefaction Remediation by Compaction Grouting, *paper presented at 2008 NZSEE Conference*, Departure of Civil and Environmental Engineering, University of Auckland.
- Ovesen, N.K. (1981). Centrifuge tests of the uplift capacity of anchors, *Proc., 10th Int. Conf. on Soil Mech*, 717–722.
- Raabe, E.W., Esters, K. (1986). Injektionstechniken zur Stillsetzung und zum Rückstellen von Bauwerkssetzungen, *Vorträge der Baugrundtagung 1986 in Nürnberg*, 337-366.
- Randolph, M.F., Carter, J.P., P., W.C. (1979). Driven piles in clay – the effects of installation and subsequent consolidation, *Geotechnique*, 29(4), 361-393.
- Reul, O. (2000). In-situ-Messungen und numerische Studien zum Tragverhalten der Kombinierten Pfahl-Plattengründung, edited, Institut und Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, Darmstadt.
- Reul, O. (2010). Entwurfsoptimierung von Hochhausgründungen, *Bauingenieur*, 4(85), 177-187.

- 
- Reul, O., Ripper, P. (2005). Foundation of a tall building in cavernous limestone, *Proc. 16th, International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Osaka, Vol. 3, 1555-1558.
- Ripper, P., Reul, O. (2004). Hochhausgründung im verkarsteten Muschelkalk, *Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt*, Heft 68, 57-74
- Robertson, P.K., Campanella, R.G. (1984). *The flat plate dilatometer test for liquefaction assessment*, Vancouver, B.C. : Dept. of Civil Engineering, University of British Columbia.
- Roscoe, K.H., Burland, J.B. (1968). On the generalized stress-strain behaviour of 'wet' clay, *Engineering Plasticity; Papers for a Conference held in Cambridge*, 535-609.
- Rubright, R., Bandimere, S. (2004). Compaction Grouting, in *Ground Improvement*, edited by M. Moseley, Kirsch, K., pp. 197- 219, Taylor & Francis.
- Sagaseta, C. (1987). Analysis of undrained soil deformation due to ground loss, *Géotechnique*, 37(3), 301-320.
- Salley, J.R., Foreman, B., Baker, W.H., Henry, J.F. (1987). Compaction Grouting Test Program: Pinopolis West Dam, *Soil Improvement: A Ten Year Update (GSP 12)*, 245-269
- Schanz, T. (2006). Aktuelle Entwicklungen bei Standsicherheits- und Verformungsberechnungen in der Geotechnik, *Geotechnik*, 29(1), 13-27.
- Schanz, T., Vermeer, P.A., Bonnier, P.G. (1999). The hardening soil model: Formulation and verification, *Beyond 2000 in computational geotechnics: 10 years of PLAXIS International*, 281-290.
- Scherer, S.D., Gay, R.L. (2000). Compaction Grouting: Three Midwest Case Histories, *Advances in Grouting and Ground Modification (GSP 104)*, 65-82.
- Schmertmann, J.H., Henry, J.F. (1992). A Design Theory for Compaction Grouting, *Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics (GSP 30)*, 215-228
- Schmitt, A. (2004). Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten von Ort betonpfählen variabler Bodenverdrängung, *Inst. für Geotechnik*, Diplomarbeit, TU Darmstadt.
- Schnell, S. (2009). Theorie und Praxis von Verdichtungsinjektionen im Baugrund, *Institut für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen*, TU Darmstadt.
- Schuller, E., Pittino, G. (2011). Numerische Berechnungen der Bodenverbesserung durch Verdrängungsinjektionen, *Tagungsbeiträge zur 8. Österreichischen Geotechniktagung*, 299-308.
- Schweiger, H.F. (2008). The Role of Advanced Constitutive Models in Geotechnical Engineering, *Geomechanik und Tunnelbau*, 1(5), 336-344.
- Schweiger, H.F., Falk, E. (1998). Reduction of Settlements by Compensation Grouting- Numerical Studies and Experience from Lisbon Underground, *Tunnels and Metropolises*, 1047-1052.

- 
- Schweiger, H.F., Gäb, M. (2006). FE-Simulation von Baugrundverbesserung - Möglichkeiten und Grenzen, *Neue Entwicklungen der Baugrundverbesserung*.
- Shuttle, D., Jefferies, M. (2000). Prediction and Validation of Compaction Grout Effectiveness, *Advances in Grouting and Ground Modification (GSP 104)*, 48-64.
- Soga, K., Au, S.K.A., Jafari, M.R., Bolton, M.D. (2004). Laboratory investigation of multiple grout injections into clay, *Géotechnique*, 54(2), 81-90.
- Soga, K., Bolton, M.D., Au, S.W.K.A., Komiya, K., Hamelin, A., Van Cotthem, A., Buchet, G., Michel, J.P. (2000). Development of compensation grouting modelling and control system, *The International Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*, 425-430.
- Stilley, A.N. (1982). Compaction Grouting for Foundation Stabilization, *Grouting in Geotechnical Engineering*, 2, 923-937
- Sutherland, H.B. (1988). Uplift resistance of soils, *Geotechnique*, 38(4), 493-516.
- Tanseng, P. (2005). *Implementation of Hypoplasticity for Fast Lagrangian Simulations*, Logos Verlag Berlin.
- Tejchman, J. (2005). Finite Element Modeling of shear localization in granular bodies in Hypoplasticity with enhancements, edited, University of Technology Gdansk.
- Tejchman, J., Wu, W. (2008). FE- calculations of stress distribution under prismatic and conical sandpiles within hypoplasticity, *Granular Matter*, 10(5), 399- 405.
- To, P., Broomhead, D. (1993). Ground Stabilization by Compaction Grouting – A case history, *Proceedings from the 7th Annual Vancouver Geotechnical Society - Ground Improvement*.
- v. Wolffersdorff, P.-A. (1996). A hypoplastic relation for granular materials with a predefined limit state surface, *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, 1(3), 251-271.
- v. Wolffersdorff, P.-A., Schwab, R. (2001). Schleuse Uelzen I – Hypoplastische Finite-Elemente-Analyse von zyklischen Vorgängen, *Bautechnik* 78(11).
- Verruijt, A., Booker, J.R. (1996). Surface settlements due to deformation of a tunnel in an elastic half plane, *Geotechnique*, 46(4), 753-756.
- Vesic, A.S. (1972). Expansion of Cavities in Infinite Soil Mass, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 98(3), 265-290
- Warner, J. (1978). Compaction Grouting- A significant Case History, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 104(7), 837-847.
- Warner, J. (1982). Compaction Grouting - The first Thirty Years, *Grouting in Geotechnical Engineering, Proceedings of the Conference on Grouting in Geotechnical Engineering New Orleans, LA, February 10-12, 1982*, 694-707
- Warner, J. (1992). Compaction Grout - Rheology vs. Effectiveness, *Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics (GSP 30)*, 229-239



- 
- Warner, J. (1997). Compaction Grouting Mechanism - What Do We Know?, *Grouting: Compaction, Remediation and Testing (GSP 66)*, 1-17.
- Warner, J. (2001). Soil Strengthening by Grouting, *Foundations and Ground Improvement (GSP 113)*, 913-927.
- Warner, J. (2004). *Practical Handbook of Grouting: Soil, Rock, and Structures*, John Wiley & Sons, Inc.
- Warner, J. (2007). Proper Grout Rheology Assures Quality Work, *Grouting for Ground Improvement: Innovative Concepts and Applications (GSP 168)*.
- Warner, J., Brown, D.R. (1974). Planning and Performing Compaction Grouting, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 100(6), 653-666
- Warner, J., Jefferies, M., Garner, S. (2003). Compaction Grouting for Sinkhole Repair at WAC Bennett Dam, *Grouting and Ground Treatment (GSP 120)*, 869-880.
- Warner, J., Schmidt, N., Reed, J., Shepardson, D., Lamb, R., Wong, S. (1992). Recent Advances in Compaction Grouting Technology, *Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics (GSP 30)*, 252-264.
- Wawrzyniak, C. (2002). Simulation von Hebungsinjektionen durch numerische Berechnungen, *Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Geowissenschaften*, Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen.
- Weber, T. (2007). Modellierung der Baugrundverbesserung mit Schottersäulen *Institut für Geotechnik (IGT)* Dissertation, ETH Zürich.
- Wegner, R. (1997). Compaction Grouting als Baugrundverbesserung unter einem thermischen Großkraftwerk in Indonesien, *Mitteilungen des Instituts und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Hochschule Darmstadt*, 37, 67-78.
- Weifner, T., Kolymbas, D. (2007). A hypoplastic model for clay and sand, *Acta Geotechnica*, 2(2), 103-112.
- Wilder, D., Smith, G.C.G., Gomez, J. (2005). Issues in Design and Evaluation of Compaction Grouting for Foundation Repair, *Innovations in Grouting and Soil Improvement (GSP 136)*.
- Wong, H.Y. (1971). Compaction of soil during pressure grouting, in *Private Rep.*, edited, Cementation Research Ltd., Rickmansworth, Herts, England.
- Wong, H.Y. (1974). Discussion of "Compaction Grouting", *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 100(5), 556-559.
- Wong, L.W., Chau, M.C., Chen, H.T. (1996). Compaction Grouting for Correcting Building Settlement, *Proceedings of IS-TOKYO'96, The Second International Conference on Grouting and Deep Mixing*, 231-236.
- Wriggers, P. (2001). *Nichtlineare Finite-Element-Methoden*, Springer Verlag.
- Wu, W. (1992). Hypoplastizität als mathematisches Modell zum mechanischen Verhalten granularer Stoffe, *Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe*, 129.



- 
- Wu, W., Bauer, E., Kolymbas, D. (1996). Hypoplastic constitutive model with critical state for granular materials, *Mechanics of Materials*, 23(1), 45-69.
- Yu, H.-S. (2000). *Cavity Expansion Methods in Geomechanics*, Kluwer Academic Publishers; Dordrecht, Netherlands.
- Yu, H.-S., Houlsby, G.T. (1991). Finite cavity expansion in dilatant soils: loading analysis, *Géotechnique* 41(2), 173-183.
- Zienkiewicz, O.C., Taylor, R.L. (2000). *The Finite Element Method*, 689-689 pp., Butterworth-Heinemann.

---

## Lebenslauf

---

03.09.1972	Geboren in Thessaloniki/Griechenland
1978 – 1982	Grundschule Bad Wildungen
1982 – 1991	Gustav-Stresemann-Gymnasium Bad Wildungen
1991 – 1998	Technischen Universität Darmstadt Studium des Bauingenieurwesens mit Abschluss Diplom-Ingenieur
1998 – 1999	Zivildienst
1998 – 2001	Arcadis Trischler & Partner, Darmstadt Projektingenieur im Fachbereich Geotechnik
2001 – 2005	CDM Amann Infutec Consult AG & Co. KG, Alsbach Projektleiter im Fachbereich Geotechnik Bauablaufplanung/Reporting im Fachbereich Telekommunikation/Fibre
2005 – 2012	Technischen Universität Darmstadt Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet Geotechnik des Instituts für Werkstoffe und Mechanik im Bauwesen
seit 2012	Baugrundinstitut Franke-Meißner und Partner GmbH, Wiesbaden Projektleiter im Fachbereich Geotechnik